

研究成果發表會議程內容：5月2日(星期三)

上午時段場次議程			
場次	D3	E3	C2
單元主題	建築技術創新	綠建築與建築 節能減碳	建築防火科技
主持人	陳組長建忠	羅組長時麒	蔡組長綽芳
08:40-09:20	簽到		
09:20-10:10	高層建築物柔性氣彈模型風洞試驗研究-朱世禹	既有建築外殼開口部應用玻璃隔熱膜節能改善對策評估研究-黃國倉	框組壁式木構造承重牆耐火性能驗證研究-蘇鴻奇
10:10-10:30	休息		
10:30-11:20	建築物附置物之耐風設計評估研究-陳若華	既有住宅樓板衝擊音改善對策之研究-林芳銘	新型高強度混凝土高溫爆裂行為研究-王天志
11:20-12:10	建築物外牆石材施工規範研擬-翁佳樑	雨水貯留設施系統設計與產品模組化技術探討-廖朝軒	實尺寸鋼構屋火害後修復混凝土鋼承板之耐火行為研究-李其忠
12:10-12:30	簽退		

下午時段場次議程				
場次	D4	E4	C3	D5
單元主題	建築技術創新	綠建築與建築 節能減碳	建築防火科技	建築技術創新
主持人	陳組長建忠	羅組長時麒	蔡組長綽芳	厲副研究員妮妮
13:00-13:20	簽到			
13:20-14:10	以 BIM 輔助建築防火避難性能驗證之研究-郭詩毅	無響室聲場性能驗證與應用之研究-蔡介峰	物流業自動倉儲建築火災特性及滅火設備設置規範之研究-沈子勝	老舊 RC 建築既有非韌性配筋柱包覆鋼板補強之研究-黃國倫
14:10-15:00	應用 IFC 記載建築技術規則檢測資訊之研究-建築設計施工編第 1、2 章-施宣光	推動既有建築節能改善策略與效益之研究-陳麒任	帷幕牆層間縫隙構造防火性能及設計構法之研究-林大惠	集合住宅戶外環境風場評估分析研究-郭建源
15:00-15:10	休息			
15:10-16:00	建築設計與法規檢測導入 BIM 工程總分類碼之研究-黃正翰	智慧建築資料開放應用調查之研究-張怡文	實尺寸鋼構屋彎矩連接與剪力連接鋼梁之火害結構行為研究-朱聖浩	應用 BIM 於建築工程之資源分配及時程規劃策略研究-陳士明
16:00-16:50	我國 BIM 協同作業指南應用案例教材與培訓計畫之建立-邱垂德	簽退	高強度鋼構造梁柱接頭之耐火性能研究-陳誠直	簽退
16:50-17:00	簽退			

C-3 建築防火科技

1. 物流業自動倉儲建築火災特性及滅火設備設置規範之研究-----1-1

主講人：沈子勝

2. 帷幕牆層間縫隙構造防火性能及設計構法之研究-----2-1

主講人：林大惠

3. 實尺寸鋼構屋彎矩連接與剪力連接鋼梁之火害結構行為研究-----3-1

主講人：朱聖浩

4. 高強度鋼構造梁柱接頭之耐火性能研究-----4-1

主講人：陳誠直

物流業自動倉儲建築火災特性 及滅火設備設置規範之研究

主講人：沈子勝



主講人簡歷

姓 名：沈子勝

服務單位：中央警察大學消防學系

職 稱：教授

聯絡電話：03-3282321-4602

傳 真：

電子信箱：una088@mail.cpu.edu.tw

學 歷：美國麻州伍斯特理工學院 博士

經 歷：中央警察大學消防學系教授、主任、副教授、講師，消防科學研究所所長，台北市政府警察局消防大隊分隊長

主要著作：

1. Hsu, W.S., Huang, Y.H., Shen, T.S., Chen, T.Y., "Analysis of the Hsuehshan Tunnel Fire in Taiwan", Tunnelling and Underground Space Technology, 2017.(SCI)
2. Chang, H.P., Ho, S.P., Chen, C.S., Shen, T.S., "The evacuation safety analysis of fire scenarios in the entire acoustic barriers of elevated Mass Rapid Transit System", Tunnelling and Underground Space Technology, 2016.(SCI)
3. Tseng ,W.W., Shen, T.S., Liao, S.F., Tseng, C.C., "To Improve the Care Environments by Using Fire Safety Engineering for Existing Small-Scale Hospitals in Taiwan", Fire Science and Technology,2016.(EI)
4. Chung, H.C., Chien, S.W., Shen, T.S., "Discuss Performance-Based Fire Safety Design in Taiwan – Case Study of “Wei-Wu-Ying Center for the Arts” ", Fire Science and Technology,2016.(EI)
5. Chen, L.C., Wub, C.H., Shen, T.S., Chou, C.C., "The application of

geometric network models and building information models in geospatial environments for fire-fighting simulations", Computers Environment and Urban Systems, 2014.(SCI)

6. 沈子勝，「各類場所消防安全設備設置標準表解(含潔淨區消防安全設備設置要點)」，鼎茂圖書出版有限公司
7. 沈子勝，「各類場所消防安全設備設置標準表解」，鼎茂圖書出版有限公司
8. 沈子勝，「火警自動警報設備之設計」，鼎茂圖書出版有限公司
9. 沈子勝，「避難設計與專題」，鼎茂圖書出版有限公司
10. 沈子勝，「消防安全設備圖解」，鼎茂圖書出版有限公司
11. 沈子勝，「公共場所火災避難現況調查」，鼎茂圖書出版有限公司
12. 沈子勝，「消防安全設備入門」，鼎茂圖書出版有限公司

中文摘要

鄭元良¹ 沈子勝² 張慧蓓³ 謝品蘋⁴ 宋敏豪⁵

關鍵字：貨架撒水頭、撒水分布、放射壓力

自動化倉儲設備以高密度的儲存貨品及高層倉儲的建築結構挑戰了現行法規的可行性、有效性。然而，目前國內法規對此場所之自動撒水設計卻無相關規定，業界皆以過去倉儲規範來對自動化倉儲設備進行設計。因此，國內建築研究所針對自動倉儲設備進行現況調查分析與電腦模擬之研究，得知按照法定設計自動撒水有無法滅火的情形，故本研究接續進行撒水分布實驗，以現今常使用的貨架撒水頭之規格，來了解有效撒水分布情形，再進行實際燒火撒水實驗來探討滅火效果。

結果發現不同的貨架撒水頭位置，雖然皆符合國內法規要求，但在固定的有效撒水面積下，對於火勢的控制有明顯的差異。後續進而提出相關結論與建議，希冀能使自動化倉儲設備之自動撒水設備防護更加完整。

¹ 內政部建築研究所(安全防災組) 主任秘書

² 中央警察大學消防學系 教授

³ 長榮大學消防安全學士學位學程 助理教授

⁴ 中央警察大學消防學系 碩士生

⁵ 長榮大學職業安全與衛生學系(所) 碩士生

ABSTRACT

Keywords : in-rack Sprinkler 、 Spray Pattern Distribution 、 Discharge Pressure

The AS/RS facilities have characterized the high density of commodity collections and vertical ascension of rack-storage configurations, which challenge the availability and effectiveness of recent regulations. However, there is no relative regulations for the installation of Automatic Sprinkler Systems in AS/RS, thus, the applying of the existing rack-storage regulations to the design of AS/RS facilities has adopted by the communities in Taiwan. The domestic Building Research Institute had conducted on-site investigation analysis and computer simulation of the Automatic Sprinkler Systems in AS/RS, therefore, realizing the negative consequences of fire suppression performance stipulated by the Automatic Sprinkler System regulations. Moreover, this study continues the experiment of spray pattern distribution with respect to the general type of in-rack sprinkler in understanding the effectiveness of the results of spray pattern distribution. Furthermore, identifying the fire suppression effectiveness by the experiment of fire tests and the sprinkler suppression tests.

Different in-rack sprinkler location, even with the particular effective spray area, may eventually cause a significant discrepancy in fire control. Finally, hoping that the presented relative conclusions and suggestions may fulfill the entire protection of AS/RS facilities by Automatic Sprinkler Systems in the future.

壹、緒 論

一、研究動機與目的

隨著經濟發展與所得提高，國內消費型態逐漸改變，傳統多層次且複雜之經銷通路逐漸轉由物流中心直接配送至零售賣場，而現代物流業是在資訊科技與網際網路的發展基礎上，藉由傳統的運輸業和倉儲業的相互融合、重組與提升所形成的一種新型產業形態。配合自動化技術之提升，人工及機械化之倉庫型態亦隨著推展至自動化倉儲，藉由高層立體貨架、推高機、各種類型叉車、出入庫系統、無人搬運車、控制系統及周邊設備組成自動化系統。

各類場所消防安全設備設置標準第 17 條第 1 項第 6 款、及第 46 條第 2 項，有針對高架儲存倉庫自動撒水設備配置方式進行相關說明。由於國內各類場所消防安全設備設置標準，為消防設備設置最基本的標準，由於設備設計規劃並無考量防護區域內的燃料特性，因此對於高層立體貨架式自動化倉儲的撒水滅火能力將是一大挑戰，為能國內提升自動倉儲之消防安全能力，並確保救災人員搶救之安全，應有就其場所型態的特性進行評估，並提出合適的撒水設備使用建議，以提供業者完善的改善規劃構想。

貳、研究內容

一、 國內外文獻蒐集分析

倉儲火災會隨著儲存貨品的種類而影響火災危險程度，進而使各國對於自動撒水設備之設計條件大不相同。首先，針對過去此類火災案件進行研究，並解析倉儲火災案例內容。並且，收集有關國內外倉儲中貨品的分類及消防安全設備來進行比對分析，了解國內與國外(日本、NFPA、GB)的差異，希望能以國外法規來提供國內滅火設備設計上之考量。

二、 自動化倉儲現場勘查

本研究挑選相關設置自動化倉儲設備的廠商進行現場勘查，重點著眼於料架尺寸及組成、存放貨品種類、貨架撒水頭規格、天花板撒水頭規格等紀錄。就目前業界對於自動化倉儲的選用狀況及規模，後續作為此研究之電腦模擬參考。

三、 電腦模擬

依據現勘之資料，了解國內目前撒水頭設置之實況，模擬場所按照廠區的自動倉儲設備平面圖及立面圖之實際尺寸建置 FDS 模擬空間進行電腦模擬，其尺寸為長 110 公尺，寬 21.5 公尺，高 33 公尺；在貨品的分類上，NFPA 雖然將儲放物品危險等級分為 Class I ~ Class IV 和 Plastics，但在各個大保險公司如 FM、UL 的實驗是以 Class II 及 Group A Plastics 兩種等級分類，與國內各類場所消防安全設備設施標準的易燃物品及其他物品之設計概念相似，故電腦模擬的貨品以此兩種為主；並且撒水頭的規格依循國內設置標準與國外 NFPA 13 標準，國內天花板撒水頭以 ESFR 與貨架撒水頭皆使用 $K=114$ 放射壓力 1kgf/cm^2 ，而國外 NFPA13 是將天花板撒水頭以 ESFR 撒水頭為主，其 $K=240$ 放射壓力 4.3kgf/cm^2 ；點火源選定 375kW(小型垃圾桶燃燒)、1000kW(人為縱火)，其位置設定為鄰近車道旁第一層貨物下方由圖 2-1 所示，將此點火源位置視為最不容易滅火之最壞情況下去進行模擬；貨架撒水頭的配置部分以雙排架中

央、儲位正上方此兩種為主要設計方式。因模擬倉庫之實際高度達 30m，故不討論煙層下降問題，僅討論火勢在該貨架延燒情況及撒水頭抑制火焰發展能力。分析貨架上存放物品種類、撒水頭設置之位置、規格種類等來求得其撒水頭作動之情境，其模擬之參數條件由表、表 2-1 所示。並且考慮貨架撒水頭之射壓力提高至 2kgf/cm^2 之滅火效果，最後根據其模擬結果設計實驗之情況。

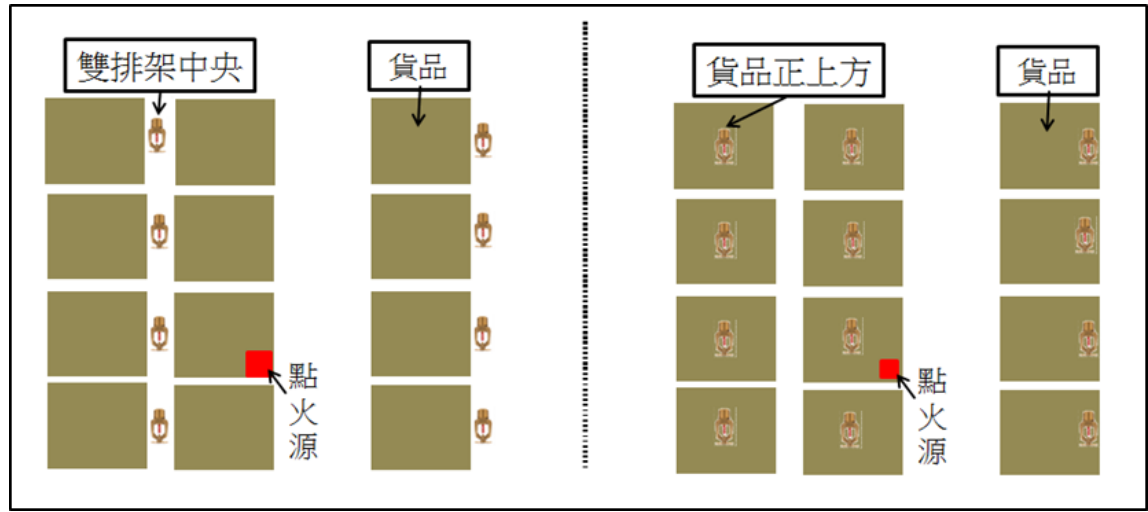


圖 2-1 貨架撒水頭的配置平面示意圖

表 2-1 設置標準模擬情境表

分類	貨品分類	點火源 HRR	天花板撒水頭			貨架撒水頭				情境編號
			放射壓力	K 值	RTI	放射壓力	K 值	RTI	位置	
1. 設置標準	GroupA	375kW	1kgf/cm ²	114	80	1kgf/cm ²	114	80	雙排架中央	(1-1)
		儲位正上方							(1-2)	
		雙排架中央							(1-3)	
		儲位正上方							(1-4)	
	ClassII	375kW							雙排架中央	(1-5)
		1000kW							儲位正上方	(1-6)
									雙排架中央	(1-7)
									儲位正上方	(1-8)
2. NFPA 13	GroupA		375kW	4.3kgf/cm ²	240	40	1kgf/cm ²	114	80	雙排架中央
		儲位正上方	(2-2)							
		雙排架中央	(2-3)							
		儲位正上方	(2-4)							
	ClassII	375kW	雙排架中央							(2-5)
		1000kW	儲位正上方							(2-6)
			雙排架中央							(2-7)
			儲位正上方							(2-8)

四、 撒水分布實驗及撒水滅火實驗

撒水分布實驗：依據設置標準第 50 條規定撒水之放水量之防護面積，觀察業界最常使用的 3 種撒水頭(K114-Tyco/PRO、K80)，調整放射壓力 1kgf/cm^2 和 2kgf/cm^2 和 2 種擺放位置、及物品與迴水板間距(15、25、30 公分)等參數。進行放水 1 分鐘來探討是否能達到保護面積撒水分布的要求，其撒水分布實驗配置，如圖 2-2 所示。藉由收集分析每個集水盤所獲得的水量，並以放水密度進行評估，了解其水量分佈與其預期滅火效能。

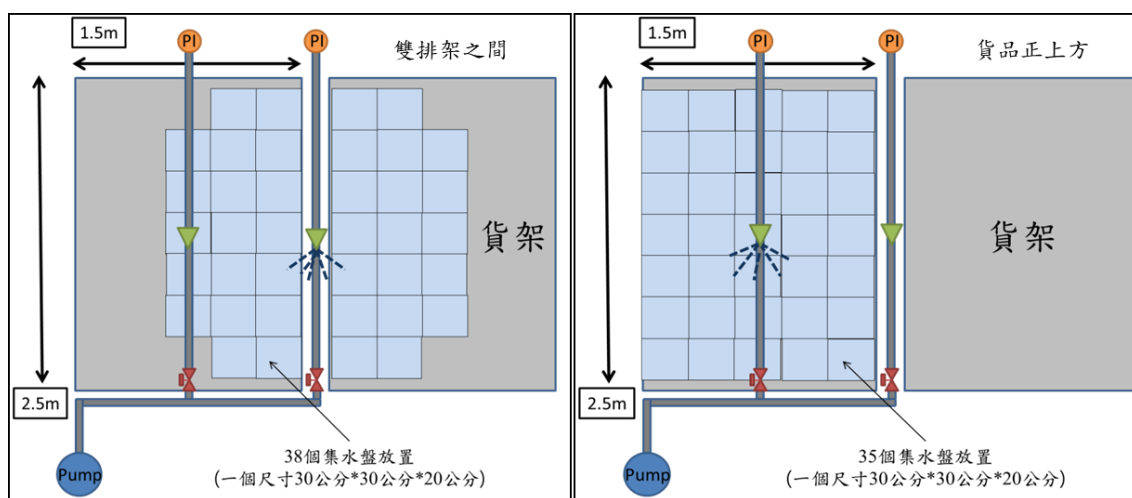


圖 2-2 撒水分布實驗配置鳥瞰圖

實際滅火實驗：依循 FDS 模擬情境及撒水分布實驗的規畫，本次滅火實驗選用貨架撒水頭規格 K 值 114 的 Tyco、PRO 兩種、設計放射壓力有 1kgf/cm^2 和 2kgf/cm^2 、放射壓力、貨架撒水頭擺放位置、物品與迴水板間隔距離作為設計參數。經 FDS 模擬分析得知，最初貨架撒水頭作動之火勢大小，用此火勢設計放置於實驗中的模擬料架儲位，在火勢燃燒穩定後，進行撒水動作評估滅火效果。

參、研究發現

本研究從 FDS 電腦模擬研究得出之結果：

由設置標準之情境比較，發現當貨品分類為 Group A，點火源為 375kW，兩情境的變數為貨架式撒水頭位置的差異。若貨架撒水頭擺放在雙排架之間，其結果為無法控制；貨架撒水頭擺放在貨品正上方，其結果有效控制達到冷卻。若將點火源調整為 1000kW，從熱釋放率成長來觀察，貨品正上方的貨架撒水頭也有較佳的控制火勢能力。發現倉儲火勢延燒初期因為空氣供應的關係，導致火焰偏向於雙排料架與單排料架之車道間，火勢較難進入到雙排架間的空隙，如圖 3-1 所示，也使雙排貨架間的撒水頭未作動。而貨架式撒水頭位置在貨品正上方之情境，其火焰可直接影響其上方撒水頭，而達到良好的控制。當貨品分類為 Class II 時，因為火勢較小其成長也較為緩慢，貨架式撒水頭作動後有良好的控制火勢效果。由 NFPA 13 之情境來觀察，由情境(1-1)與情境(2-1)結果顯示，天花板撒水頭均有作動，但仍無法有效滅火或控制火勢。兩者情境火勢成長皆相似，顯示倉儲料架均高達 30 公尺，在火災初期若無法利用貨架撒水頭滅火時，天花板撒水頭因高度過高也無法及時進行放射。當天花板撒水頭作動時候，火勢已經成長至無法控制的程度，因此貨架撒水頭的初期滅火效果更顯重要。

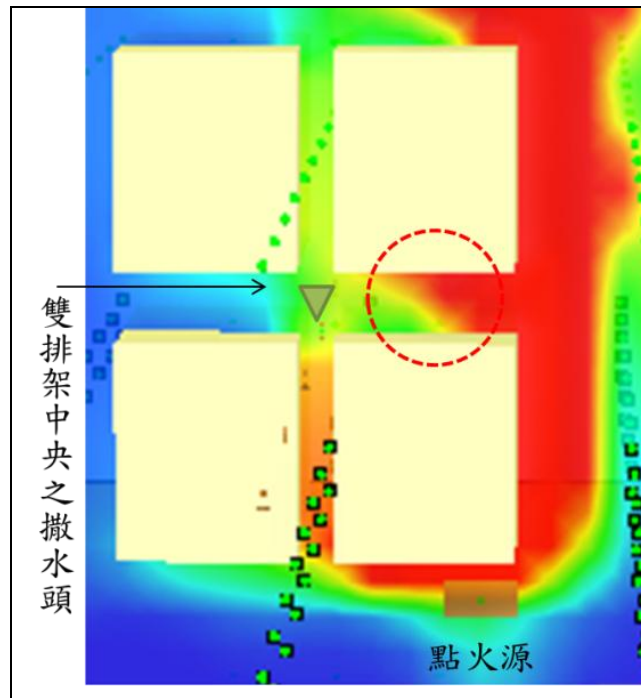


圖 3-1 火勢燃燒情形

本研究從撒水分布實驗研究得出之結果：

依據撒水分布數值圖中低於 10 LPM/m² 會填滿藍色標註為防護薄弱區域來觀察，由圖 3-2 所示，當貨品至迴水板 25 公分時，Tyco 有效撒水分布在撒水頭正下方半徑 75 公分範圍內；PRO 有效撒水分布在撒水頭下方半徑 90 公分範圍內；K80 有效撒水分布在撒水頭下方半徑 45 公分範圍內，其說明每種貨架撒水頭之撒水分布的防護有效面積皆不同，而在有效防護面積下所能涵蓋防護的貨品面積是重要的。並且，得知貨品正上方的撒水頭只對下方一個貨品進行保護，其撒水分布能有效涵蓋到大部分貨品，唯有貨品兩端較遠的區域防護較薄弱；而雙排架之間的撒水頭需要對下方兩個貨品進行保護，而撒水頭之有效撒水分布固定下，使得兩個貨品受保護的區域只有在靠近撒水頭那一側，另一側受水量相當少，防護力更差成為撒水分布的一個灰色地帶。對 FDS 模擬進行驗證，貨品正上方撒水頭一作動，能對火勢進行控制；然而雙排架之間的撒水頭雖然作動，但火勢仍不斷向上延燒的情形。

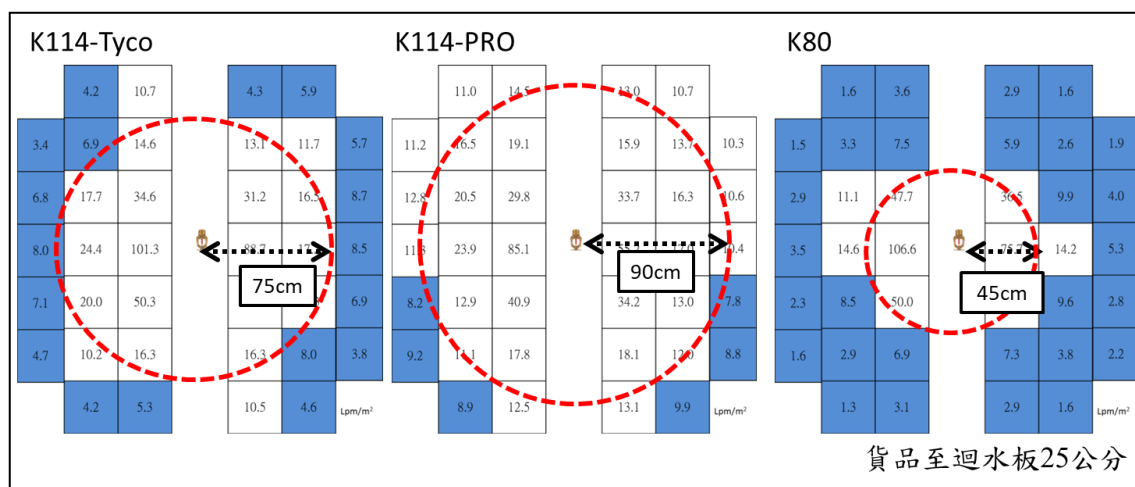


圖 3-2 三種撒水頭之撒水分布比較圖

本研究從撒水滅火實驗研究得出之結果：

本研究將利用木材數量以及點火油量，調整 A-1 模型的熱釋放率至 1 MW，且將火源與撒水頭迴水板間距調整至 10 cm，此距離為場勘結果所統計而得火源與撒水頭迴水板間的最近距離，藉此評估 Tyco 於 1kgf/cm^2 放射壓力下，不同撒水頭位置的滅火效能，相關測試條件與結果，如表 3-1 所示。

表 3-1 設置標準模擬情境表

情境編號	一	二
火源 HRR	1MW	1MW
點火預燃	90 秒	90 秒
撒水頭種類	Tyco	Tyco
撒水頭放射壓力	1kgf/cm^2	1kgf/cm^2
撒水頭位置	雙排架之間	貨品正上方
物品與迴水板間隔	10cm	10cm
總撒水時間	無法撲滅火勢	10 秒
滅火效果	差	滅火

結果顯示情境一側邊位置撒水頭放水後，木框架的背水面的火焰無法被撲滅，如圖 3-3 所示，最後需由實驗人員利用室內栓撲滅火勢，故判定為無法有效滅火。另外從燒損木框架進行觀察，發現木框架的背水面因受到撒水冷卻影響小而持續燃燒，其木條炭化跡象較顯著；木框架另一邊的迎水面之木條炭化程度較低。



圖 3-3 情境一撒水無法滅火之實景圖

若將撒水頭設置於貨品正上方時，也就是情境二所示的條件，顯示撒水頭作動時可立刻將火源撲滅，並達到滅火之情形。貨品正上方撒水頭作動後，火源上上方的溫度大幅降低，故判定為有效滅火；而雙排架之間撒水頭作動後無法冷卻期火源溫度，其火源上方溫度在利用室內栓強制滅火前，均於 400 至 500 度左右，故判定為無法滅火，相關溫度變化曲線，如圖 3-4 所示。

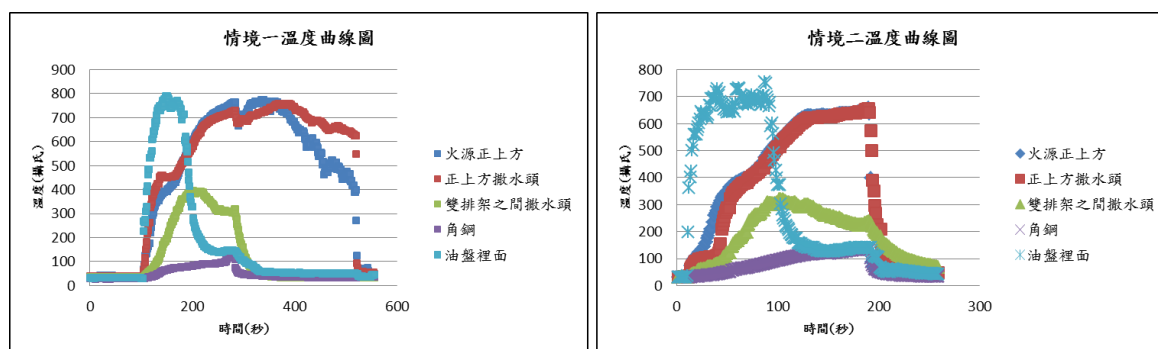


圖 3-4 情境一、情境二溫度曲線圖

肆、結 論

本研究獲致之結論如下：

- (一) 現行國內設置標準第十七條第六款所指的倉儲場所，其樓層高度超過 10 公尺，且樓地板面積超過 700 平方公尺時，應設置自動撒水設備。其相關倉儲法令規定皆依照此法條下去做規範，倉儲法令還停留在舊有的傳統式倉儲，對於高度達 30 公尺料架與自動化設備相搭配的自動化倉儲(AS/RS)，國內的法令沒有在作延伸或說明。雖然國外法令沒有針對 AS/RS 去補充法令，但 NFPA 對撒水頭作用面積、撒水頭間距等防護能力去選擇，再依倉儲內料架的型式、料架排數、貨品分類、儲貨高度和天花板高度、有無儲存容器/封裝材料等因素去考量其危險性等級才去決定自動撒水設備設計。故我國法規規範設計過於簡略，應重新檢討其貨架撒水頭的配置及放水壓力，及天花板撒水頭之放水密度等，以達到撲滅、控制火勢之性能要求。
- (二) 現場勘查國內多家事業單位之自動化倉儲設備，大致為單排料架、雙排料架、多排料架組成，而料架高度幾乎都達 30 公尺以上，架上堆放的貨物能分為一般商品與塑膠原料，而用於防護料架的貨架撒水頭及天花板撒水頭規格及安裝方式根據現場勘查來觀察，基本上符合現行設置標準第 46 條及第 50 條規定之規範，法令對貨架撒水頭之規定為每間隔幾公尺設置一顆撒水頭，使得業界目前的設置大部分是位在雙排架中央，少部分是設置在儲存貨品的正上方，且大部分皆以 K=114 第二種感度撒水頭去設置。
- (三) 依照實際現勘建置 FDS6 模擬，其撒水設備以國內設置標準設計，結果得知貨架撒水頭擺放位置會影響整體撒水設備滅火效果，位於貨品正上方的撒水頭優於雙排架之間的撒水頭，是由於初期火勢因為吸引空氣的關係，於車道附近的火源較難進入此列料架與另一列料架間的區域使雙排架之間的撒水頭作動，然而火勢較容易進入到貨品與上方貨品的空間來讓貨品正上方的火源達動作基準，因此，兩種位置作動時間的快慢造成火勢成長的因素之一。若天花板撒水頭依照 NFPA 的 ESFR 撒水頭設計，結果顯示即使使用滅火能

力強的撒水頭，會因為料架達 30 公尺高度，使得早期火勢所產生的熱煙氣無法使動作去對火勢成長初期進行控制冷卻，然而天花板撒水頭作動時候，火勢已經成長至無法控制的程度，即使有前期作動的貨架撒水頭的搭配，不過整體撒水冷卻控制效果降低。對於貨品分類一般商品(ClassII)的火災由於貨品燃燒火勢小，因此對於現況的撒水規格和位置就能使初期火災情況去控制；塑膠原料(GroupA) 火災由於貨品燃燒火勢大，滅火需依撒水規格和位置來控制。

(四) 離地面 1.5 m 高，其救災人員安全輻射熱通量需小於 5 kW/m^2 為標準，進行火源周圍輻射熱數值分析，提出消防人員安全救災之距離。本次評估輻射熱之時間點為依據第一顆撒水頭作動，感知到火災後消防救災人員 5 分鐘到達現場之時間進行評估。發現 1000kW 點火源下有輻射熱值高於 5 kW/m^2 ，集中在初始點火源左右 6.4m 旁的區域。因此若有發生倉儲之人為縱火事件，建議消防人員距離火源 6.4m 外進行救災。

(五) K114 Tyco 有效撒水分布分布在撒水頭下方半徑 75 公分範圍內，而 K114 國產 PRO 有效撒水分布分布在撒水頭下方半徑 90 公分範圍內，在範圍外的防護區域較為薄弱，故防護半徑僅有 45 公分的 K80 撒水頭不適用於貨架撒水頭。且貨品正上方撒水頭之撒水分布會優於雙排架之間撒水頭，是由於撒水頭有效防護面積為定值，貨品正上方撒水頭之撒水分布只須對下方一個貨品去保護，而雙排架之間撒水頭須涵蓋左右共兩個貨品去保護，因此對於防護不到的區域受到撒水的量會很低，說明除了兩種位置之撒水分布為造成火勢成長的因素之一。對此進行燒火實驗進行驗證，得知撒水頭對於燃燒貨品背水面之火勢較難去控制，其炭化痕跡也較迎水面來的明顯，而放射壓力的提高、物品與撒水頭迴水板之距離增加，將有助於提升撒水分布值，以減少薄弱的防護區域，來對火勢進行控制。

伍、參考文獻

1. 內政部消防署，各類場所消防安全設備設置標準，2013
2. 日本消防法施行規則（昭和三十六年四月一日自治省令第六号）
3. NFPA, Standard for the Installation of Sprinkler Systems 2013 Edition, NFPA 13, 2012, P.1–453.
4. GB 50084 自動噴水滅火設計規範
5. 李玉生、張邦立、陳玠佑、林文興、陳盈月、黃守謙,自動化倉儲防火規定之研究,內政部建築研究所研究報告, 2009.
6. TS Chan, HC Kung, 2006, Comparison of Actual Delivered Density and Fire Suppression Effectiveness of Standard and Conventional Sprinklers in Rack-Storage Fires, Factory Mutual.
7. <http://www.vikinggroupinc.com/sites/default/files/databook/bulletins/012114.pdf>
8. Underwriters Laboratories, Standard for Early-Suppression Fast-Response Sprinklers, UL 1767, 2013.
9. Stroup, D.W. and Madrzykowski, D. “Heat Release Rate Tests of Plastic Trash Containers”, Report of test FR4018, National Institute of Standards and Technology, Gaithersburg, MD, April 2003
10. 內政部消防署，滅火器認可基準，2008

帷幕牆層間縫隙構造防火性能 及設計構法之研究

主講人：林大惠



主講人簡歷

姓 名：林大惠

服務單位：國立成功大學機械工程系。國立成功大學能源科技與策略研究中心。

職 稱：特聘教授

聯絡電話：06-2757575-51031

傳 真：06-2352973

電子信箱：thlin@mail.ncku.edu.tw

學 歷：美國西北大學機械系博士

經 歷：國立成功大學能源科技與策略研究中心主任、國立成功大學副教務長、國立成功大學機械工程系主任。

主要著作：

1. Chen, R.H., Chiang, L.B., Chen, C.N., and Lin, T.H. (2011). Cold-Start Emissions of an SI Engine Using Ethanol-Gasoline Blended Fuel. Applied Thermal Engineering, Vol.31, 1463-1467. (SCI, IF=3.444, Citation=71)
2. Gao, T.C., Chen, R.H., Pu, J.Y., and Lin, T.H. (2005). Collision Between an Ethanol Drop and a Water Drop. Experiments in Fluids, Vol.38, 731-738. (SCI, IF=1.832, Citation=41)
3. Wu, C.W., Chen, R.H., Pu, J.Y., and Lin, T.H. (2004). The Influence of Air-Fuel Ratio on Engine Performance and Pollutant Emission of an SI Engine Using Ethanol-Gasoline Blended Fuel. Atmospheric Environment, Vol.38, 7093-7100. (SCI, IF=3.629, Citation=205)
4. Ko Y. C., and Lin T.H. (2003). Emissions and Efficiency of a Domestic Gas Stove Burning Natural Gases with Various Compositions. Energy conversion and management, Vol. 44, 3001-3014. (SCI, IF=5.589, Citation=73)

5. Hsieh W.D., Chen R.H., Wu T.L., and Lin T.H. (2002). Engine performance and pollutant emission of an SI engine using ethanol-gasoline blended fuels. *Atmospheric Environment*, Vol 36, 403-410.(SCI, IF=3.629, Citation=511)
6. Hou, S.S., Chen, M.C., and Lin, T.H. (2014). Experimental Study of the Combustion Characteristics of Densified Refuse Derived Fuel (RDF-5) Produced from Oil Sludge. *Fuel*, 116, 201-207. (SCI, IF=4.601)
7. Hou, S.S., Rizal, F.M., Lin, T.H., Yang, T.Y., and Wan, H.P. (2013). Microexplosion and Ignition of Droplets of Fuel Oil/Bio-Oil (Derived from Lauan Wood) Blends in the Heating Process. *Fuel*, 113, 31-42. (SCI, IF=4.601)
8. Chi, C.C., and Lin, T.H. (2013). Oxy-Oil Combustion Characteristics of an Existing Furnace. *Applied Energy*, Vol.102, 923-930. (SCI, IF=7.182)
9. Lee, S.K., Ho, M.C., Chen, J.J., Lin, C.Y., and Lin, T.H. (2013). Fire Resistance Evaluation of a Steel Roller Shutter with Water Film Cooling System. *Applied Thermal Engineering*, Vol. 58, 465-478. (SCI, IF=3.444)
10. Chen, C.K., and Lin, T.H. (2012). Streamwise Interaction of Burning Drops. *Combustion and Flame*, Vol.159, 1971-1979. (SCI, IF=3.663)
11. Hsuan, C.Y., and Lin, T.H. (2012). Theoretical Modeling of a Compound-Drop Spray in Premixed Flames. *Combustion and Flame*, Vol.159, 1652-1662. (SCI, IF=3.663)
12. Hou, S.S., Chen, C.H., Chang, C.Y., Wu, C.W., Ou, J.J., and Lin, T.H. (2011). Firing Blast Furnace Gas without Support Fuel in Steel Mill Boilers. *Energy Conversion and Management*, Vol.52, 2758-2767. (SCI, IF=5.589)

中文摘要

林大惠¹ 陳俊貴² 楊明璉³ 黃俊諭³ 蔡綽芳⁴ 胡幃傑⁵
蘇鴻奇⁵ 羅啟文⁵

關鍵字：帷幕牆、層間塞、耐火測試、ASTM E2307-15b、NFPA 285

本研究經由九次的 ASTM E2307-15b 校正牆試驗，已能夠掌握燃燒器與流量之間的控制方式；目前於第九次校正牆試驗的結果顯示，測試室內部與校正牆外表面的升溫曲線幾乎符合法規的規範，唯校正牆外部的第 2 點熱電偶溫度有較明顯的高於 ASTM E2307-15b 法規的現象，原因乃不同燃料所造成的火焰型態所致。

目前依照 ASTM E2307-15b(層間塞)與 NFPA 285(帷幕牆)熱電偶佈放的方式，進行帷幕牆與層間塞的防火與阻熱性能試驗；主要材料為鋁擠型、玻璃、複合玻璃、層間塞、樑帶背板...等；設計工法主要是以直橫料的工法為主，層間塞主要以岩棉與阻煙膠所構成。該試驗進行至 54 分鐘 33 秒，發生火焰穿透層間塞並引燃阻煙膠後終止。以 ASTM E2307-15b 法規的結果判定，此層間塞未具有 1 小時的防火與阻熱性能；而帷幕牆在試驗過程的防火與阻熱性能結果顯示，若以 NFPA 285 法規的判定方式來檢視帷幕牆表面的延燒現象以及內外表面的溫度變化，則發現該帷幕牆在 30 分鐘內的測試結果符合 NFPA 285 的規範。

¹ 國立成功大學能源科技與策略研究中心 主任

² 國立成功大學能源科技與策略研究中心 助理研究員

³ 國立成功大學機械工程系 碩士生

⁴ 內政部建築研究所安全防災組 組長

⁵ 內政部建築研究所安全防災組

ABSTRACT

Keywords : Curtain Wall, Perimeter Fire Barrier, Fire Resistance Test, ASTM E2307-15b, NFPA 285

In this study, the fire resistance of a curtain wall system was determined using an intermediate-scale, multi-story test apparatus (ISMA). The details and conditions of the fire test were applied in accordance to ASTM E2307-15b and NFPA-285. This paper describes the fire resistance test methodology and the general principles of fire resistance classification of a curtain wall system. Moreover, the phenomenon and the temperature rise of the test specimen when exposed to fire has been presented. Besides from determining the fire resistance of the curtain wall system, these results can also be used to establish a standardized fire test method for Taiwan's buildings.

壹、緒 論

一、研究動機與目的

目前建築物的營建技術在輕量化與模組化的發展中，以帷幕牆為外圍構造的相關設計與施工技術則是不斷的發展與改進；但在一些建築物的火災實際案例，則明確指出帷幕牆的防火性能會直接影響到生命財產的損失。如國內的東方科學園區大樓火災、台北市東帝士大樓火災、中壢金像電子公司中壢廠大火；國外的洛杉磯歐美中心大樓火災、美國芝加哥 LaSalle Bank 大廈火災…等實際案例，均能瞭解到高層帷幕牆之建築物一旦發生火災，若無法將火勢控制於起火層，一但帷幕牆發生破壞並使得火焰不斷的向上延燒，這將會造成嚴重的財產損失與人員傷亡。因此許多研究便著重於帷幕牆的火災延燒現象、樓板和帷幕牆銜接介面之層間縫隙的施工設計及遮煙性能…等。然而目前國內的 CNS 試驗標準並無明確規定帷幕牆的耐火與延燒試驗標準；也未有層間縫隙耐火與遮煙的試驗規範[0-0]。因此許多研究者在研究的過程，大多是採用相關的試驗標準或自行設計實驗的方式進行研究；經由 104 年度建研所研究計畫「綠能光電模組建築構造之防火性能精進研究」[0]探討各項國際試驗標準，其中以 ASTM E2307-15b 試驗標準較能觀察到帷幕牆結構的變形、脫落等現象，並且能夠觀察層間縫隙阻火材在試驗過程是否有產生變形、縫隙、燃燒…等，亦能同時觀察上層煙流情況。因此本所於 105 年度辦理「建築物帷幕牆垂直立面火焰延燒特性之研究」研究計畫[5]，並依據 ASTM E2307-15b 與 NFPA 285 建置「外牆與層間縫隙耐火試驗設備」，研擬 CNS「帷幕牆與層間縫隙的耐火與延燒試驗」標準草案，作為國內常用之帷幕牆結構發生火焰延燒時所產生的各種現象與特性變化之研究設備與標準。

貳、研究內容

一、校正牆標準試驗

內政部建築研究所防火試驗中心於 105 年度已依照 ASTM E2307-15b 之規範，建置一座防火試驗屋並採購測試室燃燒器與窗戶燃燒器，並進行了校正牆試驗。但校正牆試驗的升溫曲線未符合 ASTM E2307-15b 法規，校正牆與防火試驗屋的內裝也在試驗過程產生損壞，需要進行修補。



圖 2-1 防火試驗屋與校正牆損壞

二、帷幕牆與層間塞試驗

圖 2-2 為本計畫案依照 ASTM E2307-15b 進行測試的帷幕牆試體設計圖；該帷幕牆試體表面主要為複層玻璃，並在二樓樓板樑帶的上下位置安裝鍍鋅鋼板作為防火背板；開口部窗戶上緣以下的曝火面，依法規要求安裝強化石膏板保護。試體主要使用鋁擠型作為帷幕牆的骨架，並將立柱固定於試體框架的扣件上，各結構組件如鋁擠型骨架、鍍鋅鋼板、以及強化石膏板的安裝，主要皆以螺絲固定。另外，於零件間的接合縫隙處會再塗上耐候型填縫膠作為保護以及氣密功能。

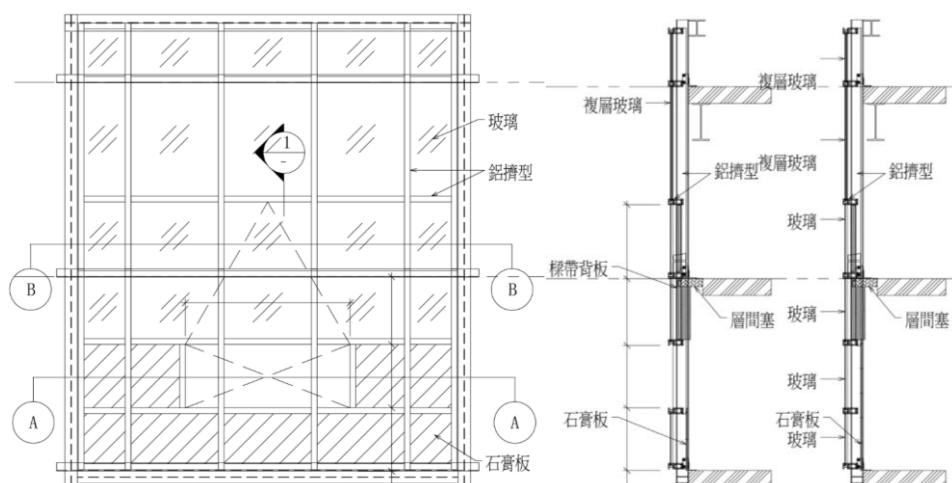


圖 2-2 廠商帷幕牆設計圖

ASTM E2307-15b 主要目的為測試層間縫隙處之層間塞的防火與阻熱性能，並判斷火焰是否能穿透至二樓的觀察室，因此試驗期間主要只量測測試室內的溫度以及觀測室的層間塞非曝火面的溫度變化。測試室內的熱電偶安裝位置，除了校正試驗中天花板下方 15.2 公分處五點、及帷幕牆內表面上距地面 182.9 公分處三點之外，尚需在層間塞底部處安裝四個熱電偶。此四個熱電偶分別距離帷幕牆內表面及層間塞底部 30.5 公分，彼此距離 61 公分並平均分布於測試室內界處、及與外牆的交界處上布置至少兩個熱電偶，另外每塊層間塞的中心處也需布置一個熱電偶。由於本試驗的試體總共在層間縫隙左、中、右處各有安裝一塊岩棉作為層間塞，因此選擇在這三塊岩棉的垂直中線上依照法規所指定的位置安裝 4 個熱電偶。最後層間塞非曝火面上總共安裝 12 個熱電偶，而每個熱電偶的表面皆依法要求裝上隔熱墊片(如圖 2-3 所示)。



圖 2-3 層間塞背火面熱電偶位置

NFPA 285 主要目的為測試帷幕牆的防火與阻熱性能，並判斷火焰是否會沿著帷幕牆表面延燒至二樓。本試驗依照 NFPA 285 的規定，於帷幕牆外表面上安裝 1 號至 13 號熱電偶於中心線上，並於窗戶上方 3.05 公尺處(與 11 號熱電偶同高)安裝 14 號至 17 號熱電偶。內表面則沿中心線安裝 21 號至 28 號熱電偶，並於觀察室內的帷幕牆內表面上安裝 49 號至 54 號熱電偶(如圖 2-4 所示)。

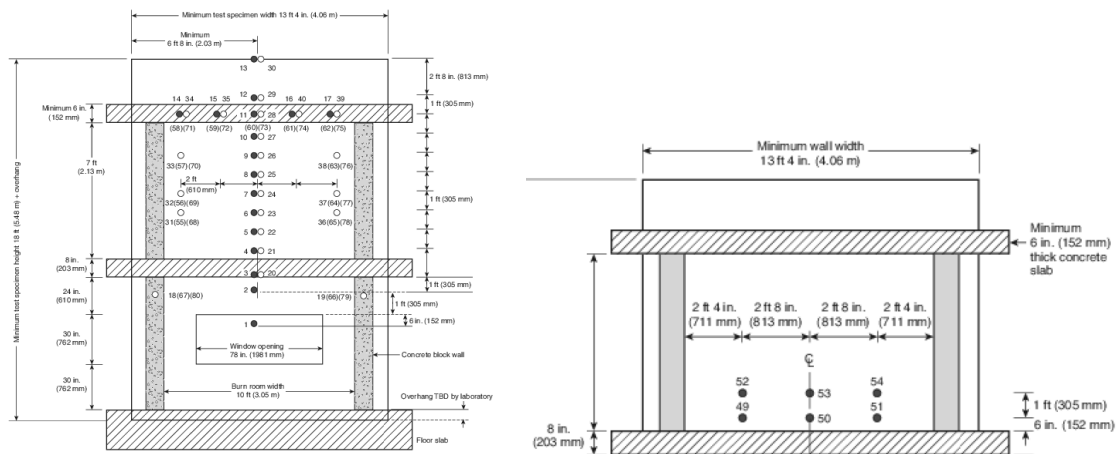


圖 2-4 帷幕牆表面與觀察室內表面熱電偶布置

參、研究發現

一、校正牆標準試驗

由本所 105 年度辦理的「建築物帷幕牆垂直立面火焰延燒特性之研究」所做的試驗結果顯示，因本所試驗時所使用的燃料與國外不同，造成試驗的升溫曲線無法符合 ASTM E2307-15b 所制定的標準升溫曲線。此現象於 ASTM E2307-15b 與 NFPA 285 法規內的燃料流率與熱值對應表當中發現，ASTM E2307-15b 與 NFPA 285 所規範的燃料流率與熱值均相同，但 NFPA 285 有另外標註燃料為天然氣，而 ASTM E2307-15b 則是未標註燃料種類。ASTM E2307-15b 法規內文則是說明，若校正牆升溫曲線無法達到標準曲線，則是要調整燃燒器位置或流量...等條件，使其校正牆試驗的升溫曲線要符合標準的升溫曲線。由於天然氣(熱值約 8800-11000 kcal/m³)與液化石油氣(LPG)(熱值約 28000 kcal/m³)的熱值有所不同，若以液化石油氣依照法規制定的流率進行校正牆試驗，則升溫曲線會與標準升溫曲線有很大的差異。因此在本研究的第一次校正牆試驗則先將燃料流率先行換算，調整至適當的流率。

本計劃案今年總共進行了九次校正牆試驗，個別的試驗條件如表 2-1 所示。本研究於 Test 3 的結果發現，除外牆第 2 點位置的溫度會高於法規要求之外，其餘各點約符合法規要求，之後調整窗戶燃燒器的位置亦無法使外牆第 2 點溫度落入法規範圍，但校正牆與測試室各溫度點的平均溫度則大多符合法規範圍。

表 2-1 燃料流率參數表

	燃料流率		其他更動
	窗戶燃燒器	測試室燃燒器	
Test 1	0.4x	0.4x	N/A
Test 2	0.8x	0.4x	N/A
Test 3	0.8x	0.4x	將測試室燃燒器包覆耐火綿。
Test 4	0.8x	0.4x	將窗戶燃燒器移離牆面 2.5 公分。
Test 5	0.8x	0.4x	以耐火綿重新包覆兩台燃燒器。
Test 6	0.6x	0.4x	N/A

Test 7	0.6x/0.5x	0.3x/0.2x	N/A
Test 8	0.7x/0.6x	0.3x/0.2x	將窗戶燃燒器移離牆面 15 公分。
Test 9	0.7	0.3/0.2/0.15	進行一小時之試驗。

二、帷幕牆與層間塞試驗

表 3-1 與表 3-2 為帷幕牆與層間塞在防火與組熱試驗過程所發生的現象紀錄，此試驗時間共為 53 分 40 秒。

表 3-1 試驗歷程表(帷幕牆外部)

Time (hr : min : sec)	發生現象
00:00:00	測試室燃燒器點燃，實驗開始。
00:05:00	窗戶燃燒器點燃。
00:06:00	玻璃開始裂開，現場有巨響。
00:06:15	窗戶開口部上方玻璃開始掉落。
00:06:20	窗戶開口部上方玻璃繼續掉落，其中一片落在窗戶燃燒器出火口上。
00:10:50	細碎玻璃掉落。
00:14:14	二樓下半部玻璃開始裂開。
00:15:14	帷幕牆上緣冒煙。
00:15:21	窗戶開口部上方鋁料燒毀。
00:16:00	窗戶開口部中間兩根鋁料變形。
00:19:14	位於二樓樓板處的橫梁邊緣著火。
00:20:07	原落於燃燒器出火口上的玻璃碎片改變位置，中間處的火焰高度開始變高。
00:22:44	窗戶開口部上方中央處鍍鋅鋼板邊緣著火。
00:24:17	二樓樓板以上的玻璃開始掉落，位於該處的 6 號熱電偶位置開始隨氣流擺盪。
00:36:11	二樓樓板以上的玻璃掉落。
00:40:47	二樓樓板以上位於角落的玻璃掉落。
00:54:33	試驗結束。

表 3-2 試驗歷程表(觀察室)

Time (hr : min : sec)	發生現象
00:00:00	室內燃燒器點燃，實驗開始。
00:02:43	試驗框與樓板連接支架(室內往窗戶看右側)處有煙流飄出。
00:05:00	點燃窗戶燃燒器。
00:06:00	玻璃發出聲音。
00:09:08	煙流量變多。
00:16:00	從二樓窗戶可以看到室外火焰。
00:16:30	中間偏左的熱電偶處有煙流飄出。
00:19:30	帷幕牆與層間塞交接處有煙流飄出。
00:20:30	層間塞中間熱電偶部位有煙流飄出。
00:30:00	層間塞中間熱電偶部位飄出的煙流變多。
00:30:00~00:47:00	煙流持續漂流至觀察室，室內可感覺到溫度明顯上升(體感)
00:48:00	開始有火焰從層間塞與帷幕牆交接處竄出，但不連續。
00:52:30	層間塞與帷幕牆交接處縫隙明顯變大，從觀察室已經可以看到火焰。
00:53:40	火焰延燒至二樓，阻煙膠被點燃。

根據 ASTM E2307-15b T-Rating 的判定標準，當層間塞的量測表面上任一點溫度高於起始溫度 181°C 以上、或是平均量測溫度高於起始溫度 139°C 以上時，即判定層間塞的阻熱功能失效，或是有火焰竄出，則是防火性能失效。由於此次試驗的起始溫度為 25°C，因此各點所溫度上限為 206°C，平均量測溫度的上限則為 164°C。層間塞非曝火面各量測點在試驗過程的溫度變化如圖 3-1 所示。

於試驗進行期間，位於中間位置的層間塞與帷幕牆交界處所量測的溫度一直高於其他點，試驗時間 48 分鐘時，可觀察到層間塞與帷幕牆交接處有不連續的火焰產生，之後於 52 分 27 秒時，該層間塞中心線上的溫度超過 206°C 的上限，因此判定層間塞的防火與阻熱性能於此時失效。層間塞與帷幕牆試體交界處以及中心處所量測的溫度分別在 52 分 38 秒以及 53 分 05 秒時超過 206°C。而試驗進行至 54 分 33 秒中止前，層間塞非曝火面的平均溫度為 155°C，尚未超出 164°C 的上限。

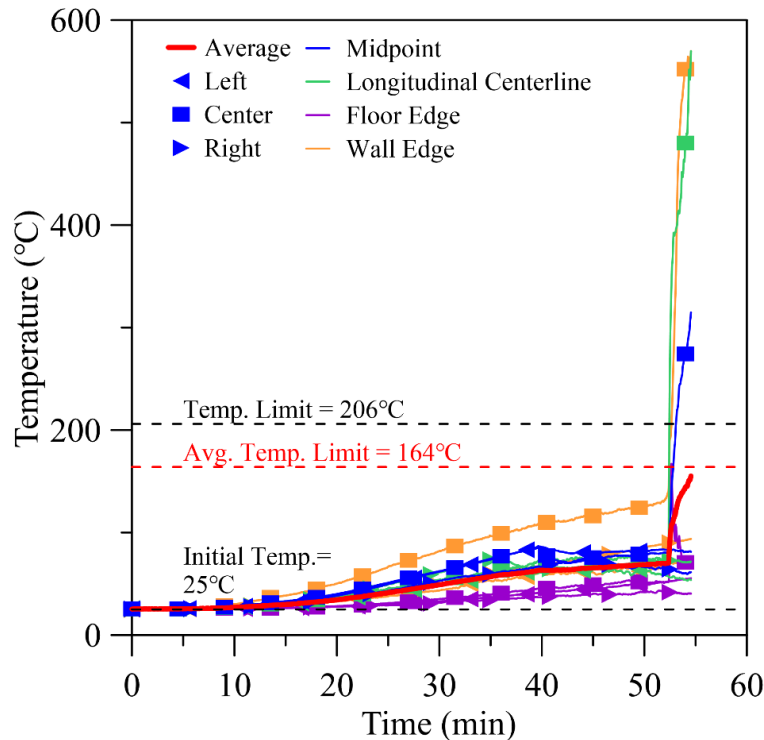


圖 3-1 層間塞非曝火面的溫度變化

本試驗另外依據 NFPA 285 所要求之熱電偶布放位置，該試驗總共僅需進行 30 分鐘，並依據帷幕牆表面的延燒情形以及溫度變化作為判定通過測試標準。在試驗期間，帷幕牆外表面的火焰不得延燒至窗戶以上 3.05 公尺處，以及垂直中線左右各 1.52 公尺處。而位於該高度上限的 11、14-17 共 5 處之熱電偶，試驗期間所量測的溫度亦不得高於 538 °C。該 5 處的熱電偶溫度變化如圖 3-2 所示；從圖中可看到各點的溫度在試驗前 30 分鐘皆未超過 538 °C 的上限，其中溫度最高的 11 號熱電偶位於中心線上，在 30 分鐘時溫度為 307.9 °C，而試驗中止前的溫度為 336.8 °C。另外從圖中也可觀察到距離中心線同樣的距離，帷幕牆外表面右側的溫度會高於左側。

而依據 NFPA 285 在觀察室中的帷幕牆背火面上所布置的 49 號至 51 號熱電偶，在試驗期間的溫度上限則為 260 °C。該 6 點的溫度變化如圖 3-3 所示。從圖中可觀察到距離地面 15.2 公分的 49-51 號熱電偶所量測到的溫度，比距離地面 45.7 公分的 52-54 號熱電偶來的高。而相同水

平面上，帷幕牆試體背火面左側的溫度比右側來的高，此現象與帷幕牆外表面所量測的溫度分布相符。在試驗進行至 30 分鐘時，溫度最高的位置為位於中間下方的 50 號熱電偶，溫度為 105.5°C 。該處在試驗中止前的溫度上升至 192.6°C ，依然未超出法規的上限 260°C 。綜合以上結論，該帷幕牆試體通過 NFPA 285 的 30 分鐘防火與阻熱測試。

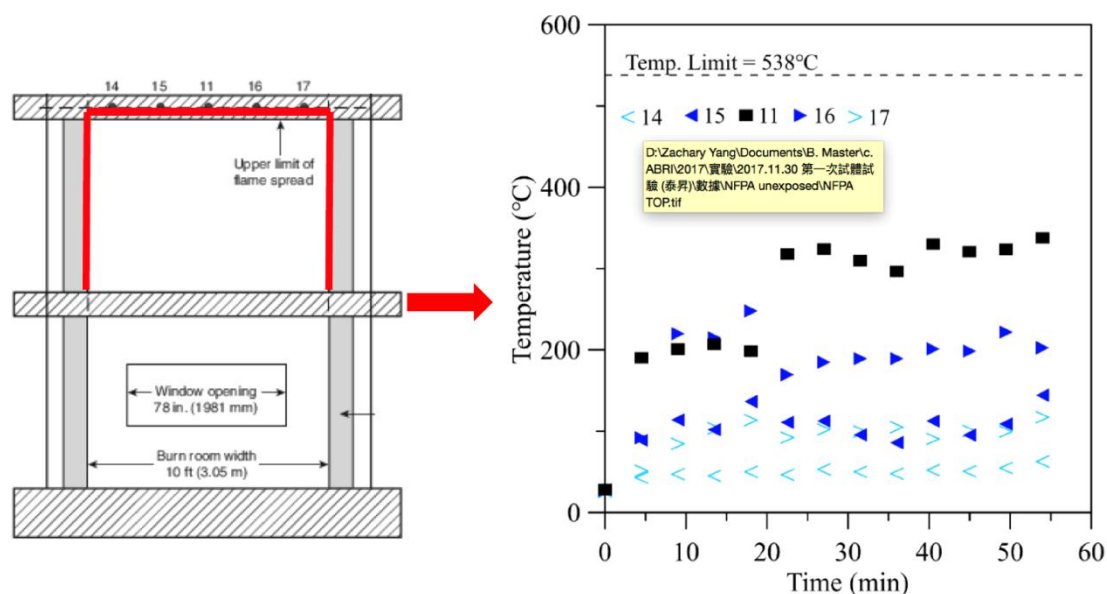


圖 3-2 帷幕牆外表面窗戶上方溫度變化

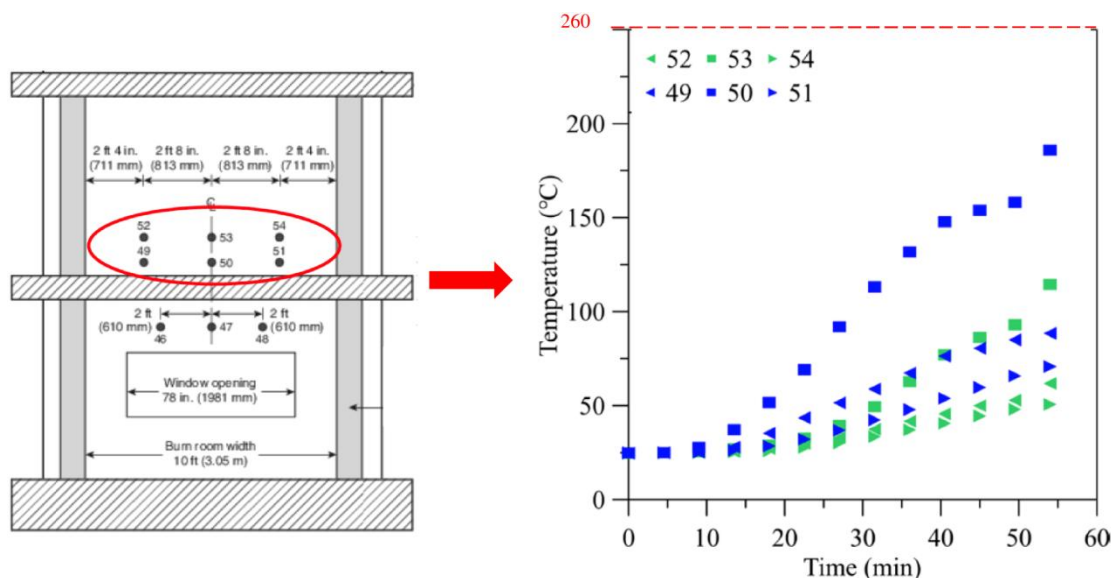


圖 3-3 觀察室內帷幕牆非曝火面溫度變化

肆、結 論

本研究團隊已能夠掌握燃燒器與流量之間的控制方式；目前於第九次校正牆試驗的結果顯示，測試室內部與校正牆外表面的升溫曲線幾乎符合法規的規範，唯校正牆外部的第2點熱電偶溫度有較明顯的高於法規的現象，原因乃不同燃料所造成的火焰型態所致。

目前依照 ASTM E2307-15b(層間塞)與 NFPA 285(帷幕牆)熱電偶布放的方式，進行帷幕牆與層間塞的防火與阻熱性能試驗；主要材料為鋁擠型、玻璃、複合玻璃、層間塞、樑帶背板...等；設計工法主要是以直橫料的工法為主，層間塞主要是以岩棉與阻煙膠為主。該試驗進行至 54 分鐘 33 秒，發生火焰穿透層間塞並引燃阻煙膠後終止。以 ASTM E2307-15b 法規的結果判定，此層間塞未具有 1 小時的防火與阻熱性能；而帷幕牆在試驗過程的防火與阻熱性能結果顯示，若以 NFPA 285 法規的判定方式來檢視帷幕牆表面的延燒現象以及內外表面的溫度變化，則發現該帷幕牆在 30 分鐘內的測試結果符合 NFPA 285 的規範。

伍、參考文獻

1. 雷明遠，「帷幕牆防火性能基準與評估驗證之研究」，內政部建築研究所自行研究報告，2003 年。
2. 雷明遠，「區劃開口部防火技術創新與應用研究(1/2)」，內政部建築研究所研究報告，2004 年。
3. 蔡銘儒，「非承重外牆與層間縫隙耐火性能驗證基準之研究」，內政部建築研究所自行研究報告，2012 年。
4. 陳瑞鈴，林大惠，雷明遠，王天志，蘇鴻奇，陳俊貴，胡幃傑，劉育良，「綠能光電模組建築構造之防火性能精進研究」，內政部建築研究所協同研究報告，2015 年 12 月。
5. 何明錦、林大惠、李訓谷、胡幃傑、劉育良，「建築物帷幕牆垂直立面火焰延燒特性之研究」，內政部建築研究所協同研究報告，2016 年 12 月。

實尺寸鋼構屋彎矩連接與剪力連接 鋼梁之火害結構行為研究

主講人：朱聖浩



主講人簡歷

姓 名：鍾興陽

服務單位：國立成功大學土木工程學系

職 稱：副教授

聯絡電話：06-2757575-63145

傳 真：06-2358542

電子信箱：hychung@mail.ncku.edu.tw

學 歷：美國德州大學奧斯汀校區

經 歷：國立成功大學土木工程學系助理教授

主要著作：

1. 朱聖浩、鍾興陽、朱世禹，「實尺寸鋼構屋之剪力連接複合鋼梁火害結構行為研究」，內政部建築研究所委託研究報告，(2016)。
2. 朱聖浩、賴啟銘、鍾興陽、朱世禹，「實尺寸構架屋火害行為先期規劃研究」，內政部建築研究所委託研究報告，(2013)。
3. 鍾興陽、劉品瑄、朱聖浩、朱世禹、施健泰、何明錦、蔡綽芳、蔡銘儒、李其忠、卓俊成、趙翊翔、余耀宇、翁玉倫、張齊、張喬歲、呂仲岳、高崇銘、王廷軒，「複合性災害試驗平台鋼構實驗屋之高溫結構行為數值模擬」，中華民國第十三屆結構工程研討會暨第三屆地震工程研討會，論文編號：902，桃園，105 年 8 月 24~26 日，(2016)。
4. Lin, R.S., Chung, H.Y. and Lin, M.H. (June, 2012), Analysis and Improvement for the Inherent Backing-Bar Crack Problem of Electrogas and Electroslag Welding in Box-Columns, Journal of the Chinese Institute of Civil and Hydraulic Engineering, Vol. 24, No. 2, pp.169-183. (EI)
5. Chung, H.Y., Lee, C.H., Su, W.J. and Lin, R.Z. (February, 2010), Application of Fire-Resistant Steel to Beam-to-Column Moment Connections at Elevated Temperatures, Journal of Constructional Steel Research, Vol. 66, Issue 2, pp.289-303.

中文摘要

鍾興陽¹ 朱聖浩² 施健泰³ 朱世禹¹

關鍵字：彎矩接頭、剪力接頭、修復、實尺寸鋼構實驗屋、火害實驗

國內鋼構造建築中連接鋼柱之大梁兩端常採用梁翼板銲接於柱板、梁腹板栓接於柱板剪力片(或梁腹板銲接於柱板)之梁柱接頭型式，此種大梁型式係為彎矩連接式的鋼梁，除直接承受部分樓板載重，亦承受小梁所傳遞之樓板剪力，由於彎矩連接鋼梁(大梁)屬於鋼構建築的重要構件，若受到高溫破壞，嚴重情況將造成樓板的大規模坍塌，所連接之鋼柱失去側向支撐而挫屈破壞，進而造成鋼構建築之嚴重倒塌。目前我國現行對於建築物之鋼梁構件的耐火能力檢驗，主要依據 CNS 12514-1「建築物構造構件耐火試驗法—第 1 部：一般要求事項」及 CNS 12514-6「建築物構造構件耐火試驗法—第 6 部：梁特定要求」，以單一構件的鋼梁進行耐火試驗，然而，此種方法未考慮真實鋼構造建築受到火害時，鋼柱與大梁因彎矩連接所施予大梁之束制力，及此種彎矩接頭在高溫下的行為與強度，因此，透過實尺寸鋼構屋的火害實驗，除了探討彎矩連接式鋼梁於火害下的真實結構行為，亦可同時研究與大梁採剪力連接之鋼梁在有無防火被覆的條件下受到相同高溫火害侵襲之差異。另外，透過實尺寸鋼構屋於真實火害實驗前後的靜態與動態載重實驗與分析，可以瞭解彎矩連接鋼梁於火害前後的載重能力變化，及受火害修復之剪力連接鋼梁的載重能力，藉以評估其修復之成效。

¹ 國立成功大學土木工程學系 副教授

² 國立成功大學土木工程學系 特聘教授

³ 施健泰土木技師事務所主持人兼博士後研究員

ABSTRACT

Keywords : Moment Connection, Shear Connection, Repair, Full-Scale Steel Experimental House, Fire Test

In Taiwan, steel girders in steel buildings are usually linked to steel columns by a connection type of welded flanges and bolted web (or welded web). This type of beam-to-column connections are classified as moment connections, and these steel girders are also known as steel moment connected girders, which directly support partial floor loadings and sustain the shear forces from steel beams. Since moment connected girders are important components in steel buildings, the failures of girders in high temperatures will cause the extensive floor collapse, steel column buckling and the whole building collapse in case of serious situation. At present in Taiwan, the fire-resistance test for a steel girder mainly follows CNS 12514-1 and CNS 12514-6, which requires to test a simply supported steel girder in fire. However, this kind of test method does not consider the restraint forces between beam-to-girder moment connections in a real steel building in fire, and the behavior and strength of this kind of moment connections in high temperatures. Therefore, through the real fire test of a steel experimental house, we can study the real structural behavior of steel moment connected girders, and the fire resistance differences of steel shear connected beams with/without fire proof. Besides, the loading capacity variations of the steel moment connected girders before and after fire can be obtained from the static and dynamic loading experiments for the full-scale steel experimental house. The loading capacity of the repaired shear connected beams can be estimated as well.

壹、緒 論

一、研究動機與目的

鋼構造建築由於強度高、韌性佳、耐震性能優良且施工期短，近年來已逐漸成為國內建築業界興建大型集合式住宅或商業辦公大樓的主流，然而，高溫下鋼材有強度折減與軟化的現象，使得火害對鋼構造建築的危害性較一般鋼筋混凝土建築為嚴重，民國 90 年的汐止東方科學園區鋼構大樓火災，其延燒範圍廣且延燒時間長，損失金額慘重，雖然無人員傷亡，但是卻造成該鋼構大樓內部之重要構件(如：鋼柱、鋼梁、樓板…等)受火害高溫而損壞嚴重，為歷年所僅見，顯示有必要對鋼構造建築之整體結構受到火害高溫之影響進行有系統之研究。

國內鋼構造建築中連接鋼柱之大梁兩端常採用梁翼板銲接於柱板、梁腹板栓接於柱板剪力片(或梁腹板銲接於柱板)之梁柱接頭型式，此種梁柱接頭型式除了可承受外力所造成的剪力之外，亦可承受外力所造成的彎矩，屬於抗彎矩式接頭(moment resisting connection)，因此大梁又可稱為彎矩連接式鋼梁，除直接承受部分樓板載重，亦承受小梁所傳遞之樓板剪力，由於彎矩連接鋼梁(大梁)屬於鋼構建築的重要構件，若受到火害高溫破壞，嚴重情況將造成樓板的大規模坍塌，所連接之鋼柱失去側向支撐與束制而挫屈破壞，進而造成鋼構建築之嚴重倒塌。目前我國現行對於建築物之鋼梁構件的耐火能力檢驗，主要依據 CNS 12514-1「建築物構造構件耐火試驗法—第 1 部：一般要求事項」【1】及 CNS 12514-6「建築物構造構件耐火試驗法—第 6 部：梁特定要求」【2】，以單一構件的鋼梁進行耐火試驗，然而，此種方法未考慮真實鋼構造建築受到火害時，鋼柱與大梁之接頭因彎矩連接所給予大梁之旋轉與軸向束制力，及此種採用銲接與栓接的彎矩接頭在高溫下的行為與強度，因此，透過實尺寸鋼構屋內大梁的火害實驗，可以瞭解彎矩連接式鋼梁在真實束制的邊界條件受真實火災下的真實的結構行為與耐火能力，此外，在進行鋼構實驗屋內大梁的火害實驗時，本計畫亦可同時研究與大梁採剪力連

接之鋼梁(小梁)在有無防火被覆的條件下受到相同高溫火害侵襲之差異。另外，透過實尺寸鋼構屋於真實火害實驗前後的靜態與動態載重實驗與分析，可以瞭解彎矩連接鋼梁於火害前後的載重能力變化，及受火害修復之剪力連接鋼梁的載重能力，亦可識別及觀察實尺寸鋼構屋之動態參數與行為變化，藉以評估其修復之成效。

本計畫的主題是針對貴所在台南歸仁戶外實驗場中既有的實尺寸鋼構實驗屋內的「彎矩連接鋼梁(大梁)」和「受火害修復之剪力連接鋼梁(小梁)」來進行火害相關的研究，因此，本研究團隊將先修復去年鋼構實驗屋內火害實驗區的小梁，再將其納入今年火害區劃空間的規畫內，進行真實火災實驗，藉以同時研究此區劃空間內的大梁與修復後的小梁於真實的結構束制情況下受真實火害之行為，此外，為了研究此鋼構實驗屋在部分區間受到火害後對整體結構之影響，本計畫亦將於火害前後對此鋼構實驗屋進行靜態與動態加載實驗與分析，藉以探討整體鋼構實驗屋和大梁小梁於真實火害前後的載重能力變化。本研究計畫之具體研究目的可歸納如下：

- (1) 進行實尺寸鋼構屋彎矩連接鋼梁(大梁)之火害實驗。
- (2) 進行實尺寸鋼構屋受火害之剪力連接鋼梁(小梁)的修復，並完成其靜動態結構行為之研究。
- (3) 進行實尺寸鋼構屋有無防火被覆剪力連接鋼梁(小梁)之火害實驗比較。
- (4) 進行實尺寸鋼構屋於真實火害後之靜動態加載實驗與分析。
- (5) 進行實尺寸鋼構屋彎矩連接與剪力連接鋼梁於火害實驗之結構行為比較。
- (6) 進行實尺寸鋼構屋火害前後參數識別試驗流程及損壞指標初步研擬。

貳、研究內容

一、實尺寸鋼構屋火害後之鑑定

2016 年鍾興陽等人【3】在成大歸仁校區之貴所戶外實驗場進行我國第一次的現地實尺寸鋼構實驗屋的火害實驗，此火害實驗之目的在研究實尺寸鋼構實驗屋內受到真實束制條件的部分剪力連接複合鋼梁(複合小梁)在真實火災中的結構行為，圖 2-1 為火害實驗之照片，本計畫特別針對此次鋼構實驗屋火害實驗之實驗區，進行火害後之鑑定與修復。

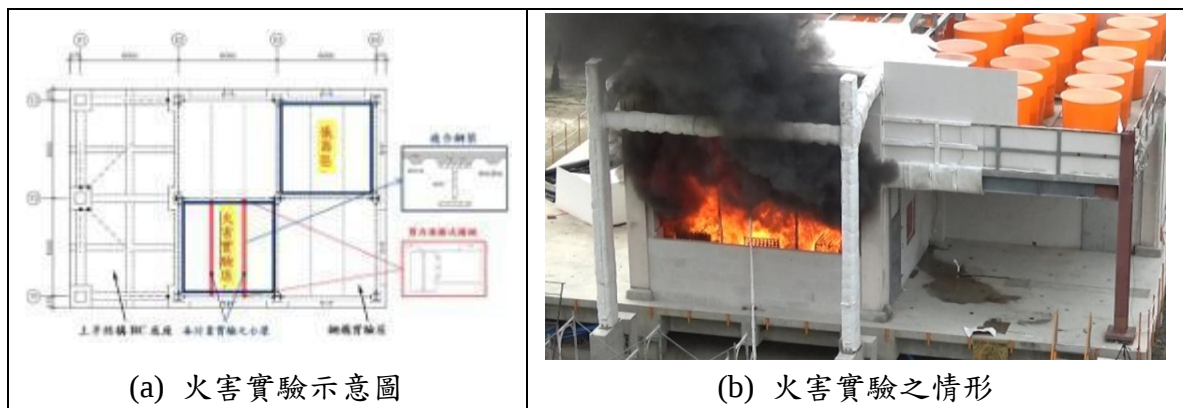


圖 2-1 2016 年內政部建築研究所鋼構實驗屋之火害實驗

實尺寸鋼構屋受到高溫後可能產生損害，亦有可能僅於表面發現熏黑現象，並未侵害至材料內部。上述情況之判定可經由現場初步調查後，將整個火害現場，依火害受損程度，簡化成四個區塊等級。第一：未受任何火災，該區未受火災波及與影響；第二：輕微火害，該區雖受火災波及，但並未產生爆裂、剝落，如圖 2-2(a)中之大梁及柱；第三：次要火害，該區構造已受火害，表面產生爆裂、剝落，但未達崩塌傾倒之可能，如圖 2-2(b)中之樓版；第四：主要火害，該區構造受火害後產生嚴重彎曲、已達崩塌傾倒之可能，如圖 2-2(b)中之小梁。針對火害實驗後之鋼構屋實驗區所進行的量測項目有：(1)受火害分佈範圍調查；(2)鋼承板(Deck)混凝土爆裂部位與範圍之量測；(3)鋼承板變形及撓度之量測；(4)防火被覆受損部位與範圍之量測；(5)主梁、小梁之扭曲、傾斜或撓

度，瞭解構造物的變形情況之量測；(6)柱之垂直度量測；(7)附屬構造、設備等受損狀況調查。針對鋼構屋材料火害前後所進行的試驗項目有：(1)鐸道磁粉探傷(MT)裂縫檢測；(2)混凝土鑽心試體強度；(3)小梁鋼材與樓板鋼筋之強度試驗；(4)小梁鋼材之金相試驗。

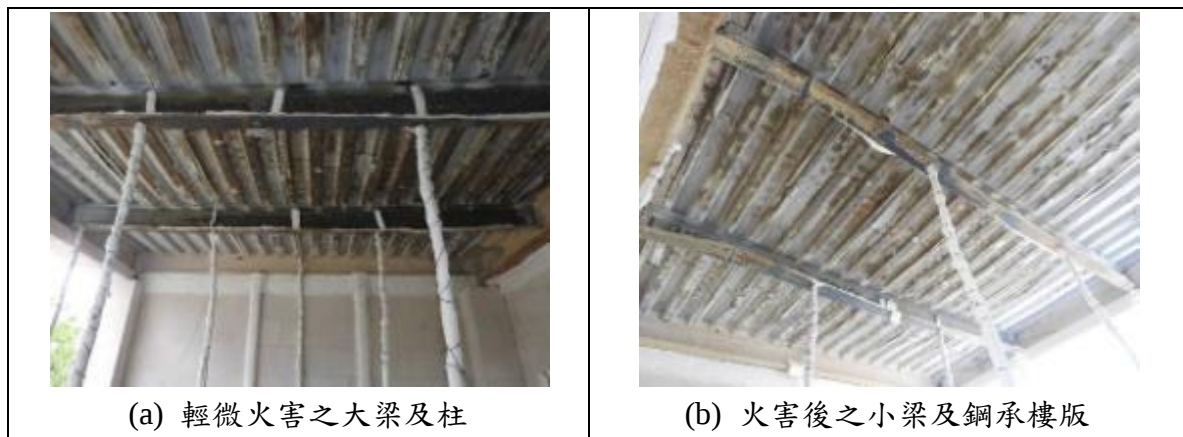


圖 2-2 鋼構實驗屋實驗區火害後之照片



圖 2-3 鋼構實驗屋實驗區火害後之材料取樣

鋼構實驗屋火害後之量測與火害前後材料試驗結論如下：

- (1) 火害後小梁之下翼板最大側移量為 12.5 mm，而梁中央最大撓度為 45 mm。
- (2) 去年受火害之樓板中鉚於小梁之剪力釘有部分斷裂的現象發生，說明受火害時剪力釘除受來自於一般垂直負載之應力外，小梁受熱升溫及降溫過程中所產生的膨脹與收縮亦會對剪力釘造成額外的應力。
- (3) 對於小梁與大梁接合之連接接板填角鉚道施做磁粉探傷 (MT) 之結過顯示，裂縫檢測範圍除部分有缺陷 $P(\Phi < 0.1\text{mm})$ 在允許範圍，其他均無缺陷，總計有 16 處探測點，全數合格。
- (4) 由樓版混凝土鑽心試體抗壓試驗之結果顯示：火害後約三個月之試體(試體 B)之抗壓強度較未受火害之試體(試體 A)平均下降約 17%。
- (5) 由去年火害後樓版之鋼筋試體拉力試驗結果顯示：受火害樓版內之鋼筋與未受火害樓版內之鋼筋在抗拉強度上並無顯著損失。
- (6) 火害區之小梁鋼材因受到 1000°C 以上之火害高溫影響，比較鋼材在火害前後的抗拉試驗值，其強度在火害後呈下降的趨勢，降伏強度下降約 18%，抗拉強度下降約 9%，鋼材在火害後的強度有顯著的損失。對比火害前後之鋼材衝擊試驗值，其吸收能的平均值上升約 20%，鋼材在火害後的吸收能增加，顯示鋼材在火害後的韌性比火害前有所提高。
- (7) 火害區之小梁鋼材火害前後的金相試驗結果顯示：火害後鋼材之晶粒組織較火害前為大，其原因為小梁鋼材在火害時最高溫達 1000°C 以上，高於鋼材之變態點溫度 723°C ，當其慢慢空冷回到常溫時，鋼材之晶粒組織因再結晶而有變粗大之現象。

二、實尺寸鋼構屋彎矩連接與剪力連接鋼梁之火害實驗

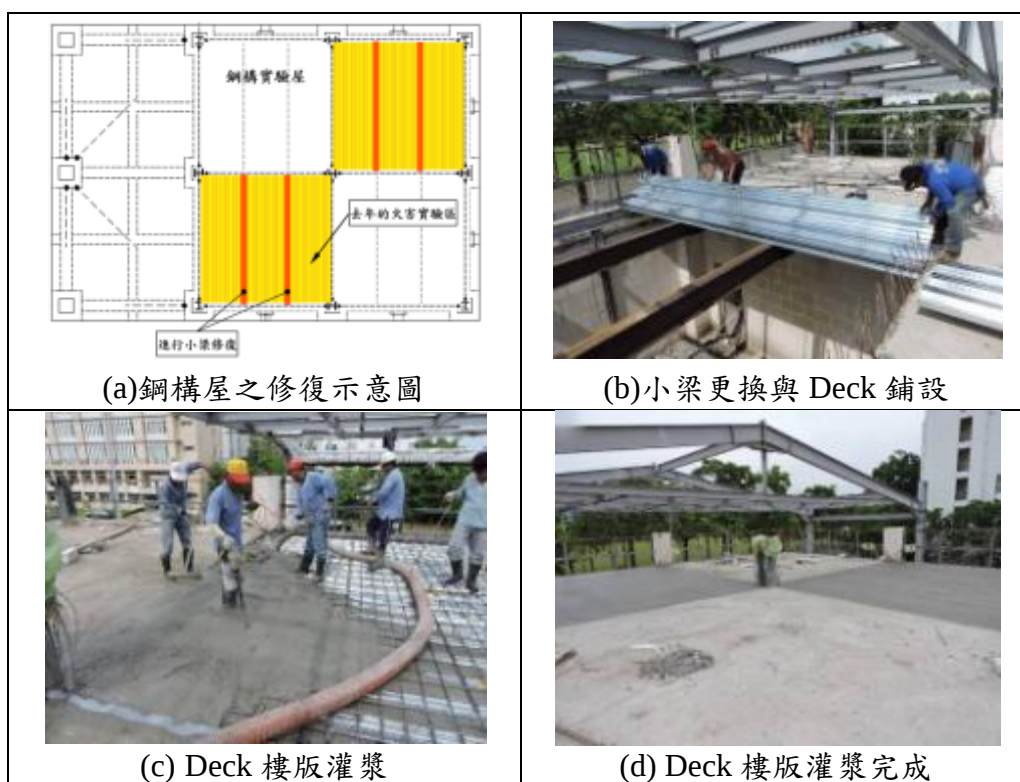


圖 2-4 實尺寸鋼構實驗屋火害後之修復

火害後的實尺寸鋼構屋在進行完 2.1 節的鑑定工作以後，隨即針對火害後的實驗區(如圖 2-4(a)所示)進行修復工程，修復工程包括將原 Deck 樓版打除，並重新吊裝新的小梁，再依序進行浪鈹鋪設、剪力釘植銲、新舊樓版介面植筋、鋼筋配設及測溫線埋設等工項，如圖 2-4 所示。如圖 2-5(a)所示，本次火害實驗的區域包含 B 區與 D 區，B 區內未施加防火被覆的目標大梁(紅色)與目標小梁(紅色)為實驗組，D 區內已施加防火被覆的目標大梁(藍色)與目標小梁(藍色)為對照組；如圖 2-5(a)所示，兩區的目標大梁之兩端皆以彎矩連接式接頭與鋼柱連接，而兩區的目標小梁之兩端皆以剪力連接式接頭與大梁連接，圖 2-5(c)與圖 2-5(d)分別為火害實驗 B 區與 D 區佈置完成之情形，可看到未施加防火被覆之目標大梁和已施加防火被覆之目標大梁。

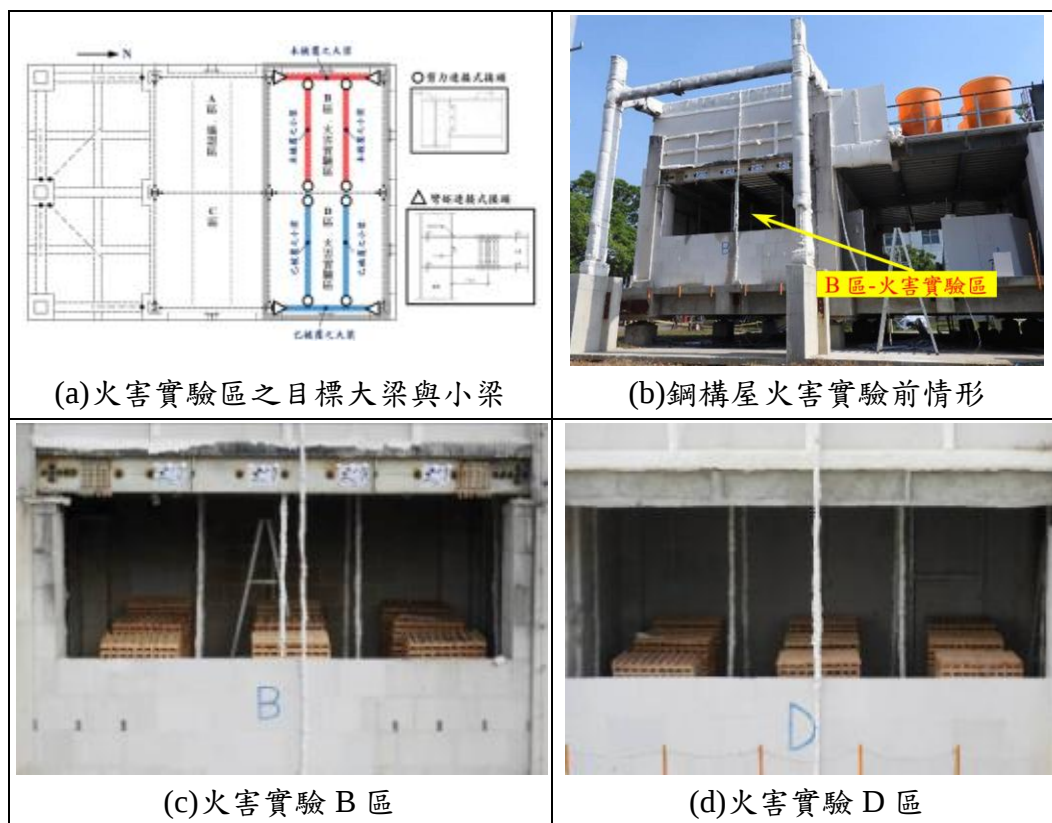


圖 2-5 本次鋼構實驗屋之火害實驗區

為了使得本次火害實驗之實驗組與對照組的大梁與小梁盡量能在相同的火場中受熱，研究團隊採納專家學者之建議，將鋼構實驗屋的 B 區與 D 區隔間成兩個地板面積和開口通風面積相同的火災區劃空間，如圖 2-5(a)和圖 2-6(a)所示，兩個火災區劃空間皆以足夠厚度的 ALC 磚牆進行隔間，藉以隔離火場，保護隔間以外未受實驗的構件與空間不受火害高溫侵襲，隔間內未受實驗的其他構件與構架則塗覆足夠厚度的防火被覆，使其在火害實驗中不受損壞，圖 2-5(c)與圖 2-5(d)分別為火害實驗 B 區與 D 區隔間完成後，在兩個火害實驗區間佈設重量相同且木條整齊堆疊的木堆(wood crib)做為火源之情況，為了模擬歐盟規範 EN 1991-1-2【4】所建議的一般辦公室火災之火載能量密度($500\text{MJ/m}^2\text{--}600\text{MJ/m}^2$)，火害實驗區間內以木條整齊堆疊的九個木堆(wood crib)當做為火源，如圖 2-6(b)所示，其木條堆放之平均密度為 40kg/m^2 ，九個木堆燃燒預計可產生約 604 MJ/m^2 的火載量能量密度，火害實驗區東側 ALC 牆上設

有 6m×1.7m 的單一通氣口以供應空氣，透過木條火載量和通氣口尺寸的設計，吾人在火害實驗區內燃燒木框架來模擬特定情境的區劃空間火災，藉以加熱欲研究的目標大梁與目標小梁。

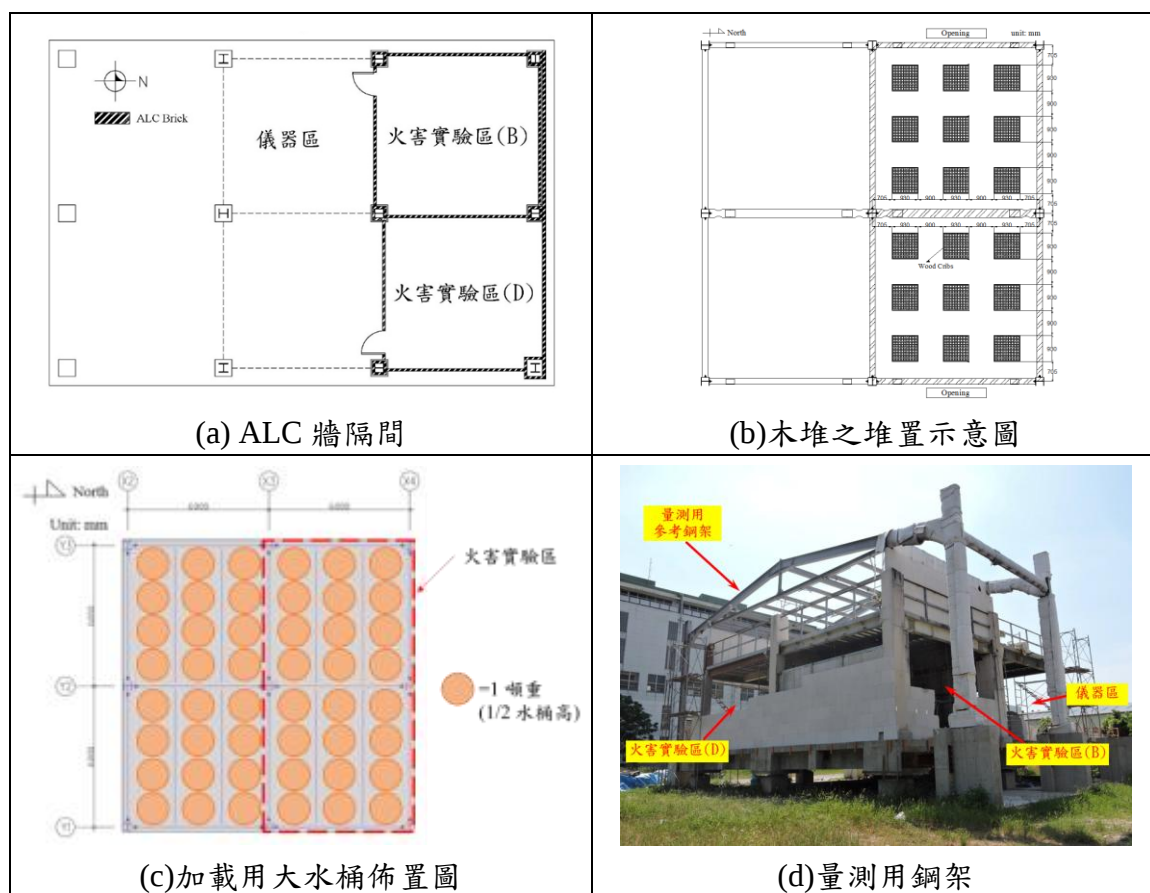


圖 2-6 鋼構實驗屋火害實驗之相關佈置

本研究參考英國 BRE 於 Cardington 進行之七次鋼結構現地火害實驗【5】，整理出其樓板上之載重設計介於 $(1.0D+0.3L)$ 至 $(1.0D+0.56L)$ 之間，意即 1 倍之靜載重(D)加上 0.3 至 0.56 倍之活載重(L)。而本研究採保守設計，將採用 $(1.0D+0.4L)$ 之載重設計，由於實驗屋已承載 1 倍靜載重 $D=380 \text{ kg/m}^2$ ，0.4 倍的活載重(L)約需在樓板加載 333 kgf/m^2 的均佈載重，本實驗利用 48 個加載用大水桶來對鋼構實驗屋進行加載，其佈置如圖 2-6(c)所示，圖中的橘色圓圈即大水桶，每個大水桶注入 1 公噸(即 1000 公升)之水量，總共 48 公噸重，平均分佈於面積為 144 m^2 的樓板上，故

可計算出樓板之均佈載重為 333 kgf/m^2 ，達到 $(1.0D+0.4L)$ 的載重設計。為了量測剪力連接式複合鋼梁與樓板於真實火災中的變形情況，本計畫在鋼構實驗屋外另設有量測用參考鋼架，如圖 2-6(d)所示，以利位移計之架設。本計畫在目標大梁、目標小梁與樓板中埋設數個熱電偶計，亦在火害實驗區空間中設有數條熱電偶樹，藉以量測鋼構實驗屋之構件與空間於真實火災中的升溫與降溫情況。

本實驗於 106 年 11 月 16 日下午 2:30 舉行，火害實驗 B 區與 D 區同時點燃木堆，圖 2-7 為 B 區火害實驗各階段之照片，圖 2-8 為 D 區火害實驗各階段之照片。

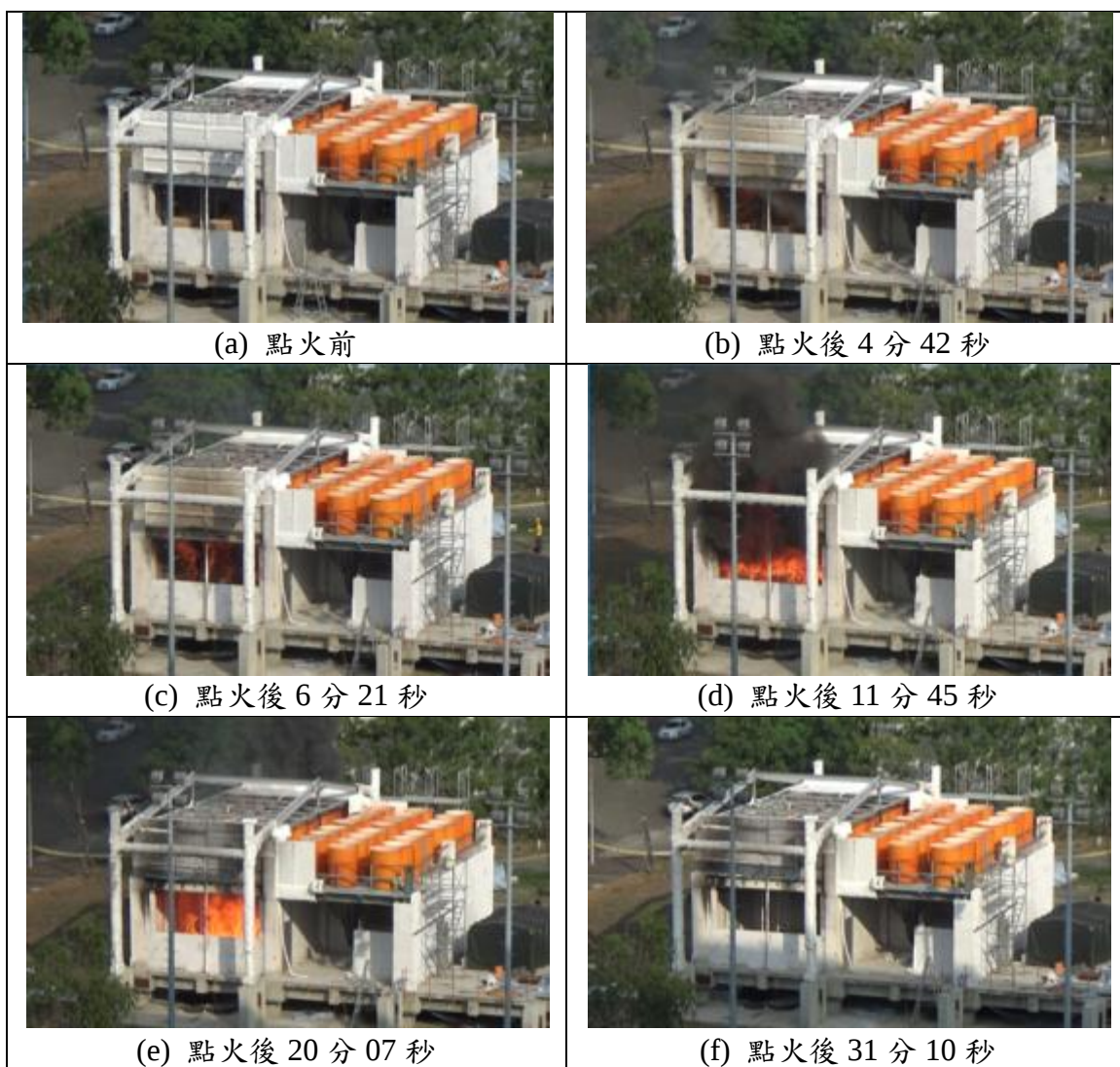


圖 2-7 B 區之火害實驗歷時照片

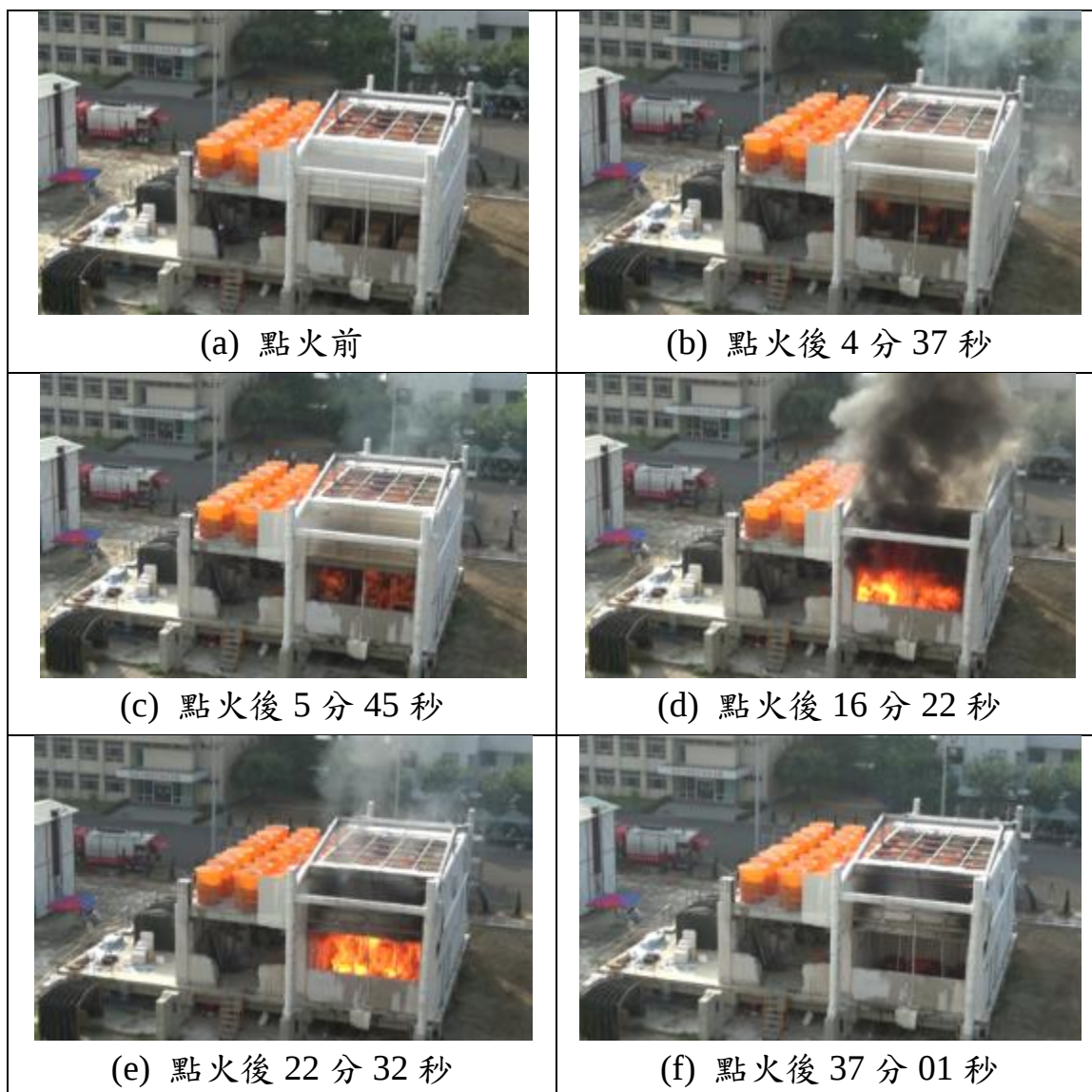


圖 2-8 D 區之火害實驗歷時照片

圖 2-9 為 B 區與 D 區內之小梁與大梁於火害實驗進行時的變位歷時曲線圖，由圖中可看出：火害實驗中，無防火被覆之大梁中點的最大變位量為 10 mm，有防火被覆之大梁中點的最大變位量為 6.11 mm，無防火被覆之小梁中點的最大變位量為 68 mm，有防火被覆之小梁中點的最大變位量為 12.5 mm，無防火被覆小梁之樓板中點的最大變位量為 70.5 mm，有防火被覆小梁之樓板中點的最大變位量為 15.1 mm；火害實驗後，有防火被覆之大梁、小梁與樓板皆回彈至火害實驗前的平衡位置，無防火被覆大梁中點的變位量上拱至 14 mm，無防火被覆小梁中點的變

位量回彈至 29 mm，無防火被覆小梁的樓板中點的變位量回彈至 24.7 mm，本實驗的樓板內埋設有拉力鋼筋與雙向的溫度鋼筋。

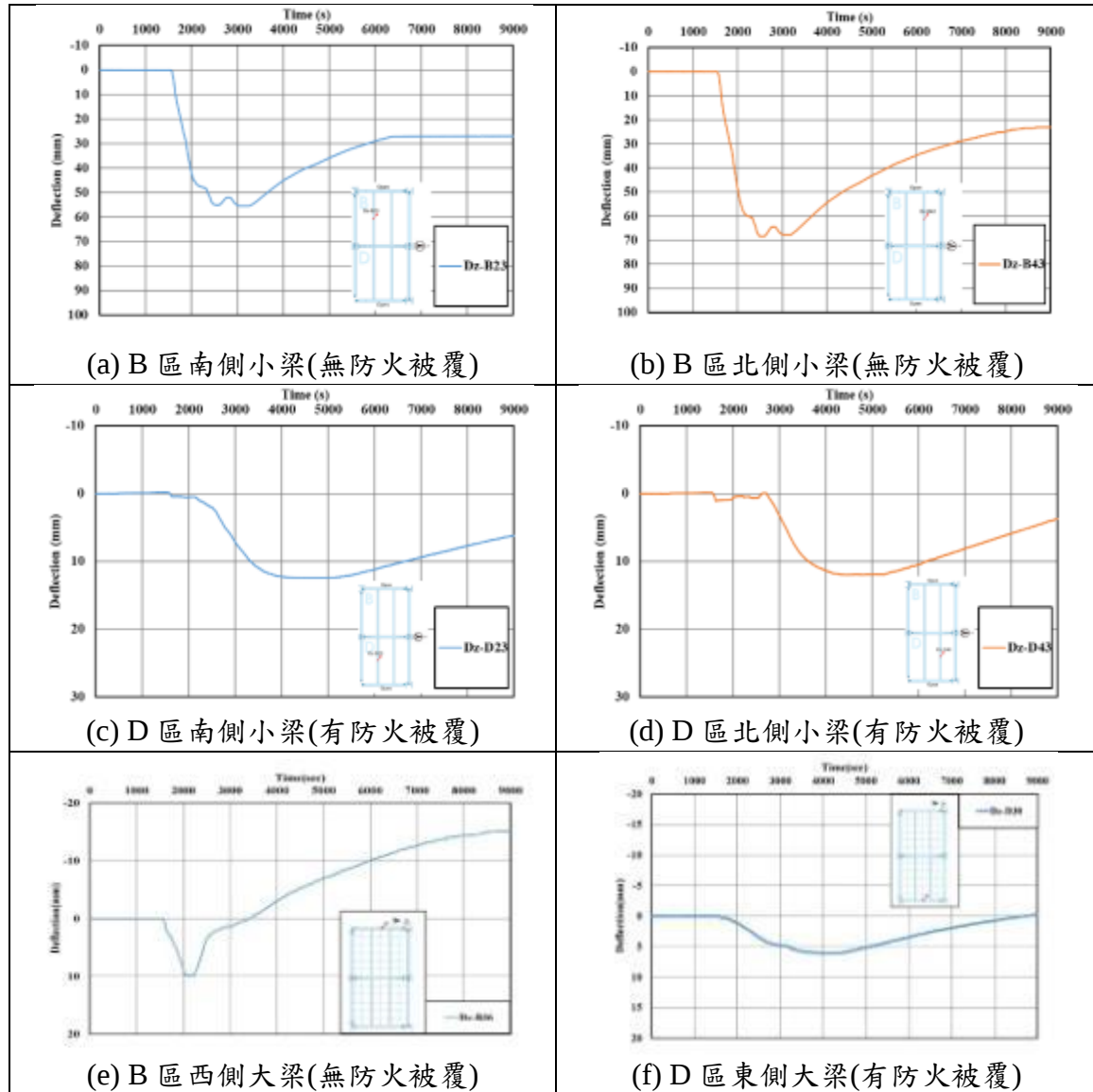


圖 2-9 火害實驗區小梁與大梁之變位歷時曲線圖

圖 2-10 為 B 區與 D 區內之小梁與大梁於火害實驗進行時的溫度歷時曲線圖，由圖中可看出：B 區的兩支小梁皆在約 2620 秒時達到最高溫，北側小梁溫度比南側小梁的略高 27°C，兩支小梁之最高溫皆出現在下翼板，其主要原因為下翼板離火源較近。B 區的西側大梁，大約在 2600 秒時，西側大梁中點處達到最高溫 700°C，之後溫度隨即下降冷卻，西

側大梁之上翼板的最高溫仍低於其腹板及下翼板之溫度，其原因應是上翼板與樓板相接觸，使得樓板可吸收部分上翼板的熱的熱傳效應。D 區兩支小梁與大梁因為受到防火被覆之保護，實驗過程中所量測到之溫度皆低於規範與標準所規定的溫度。

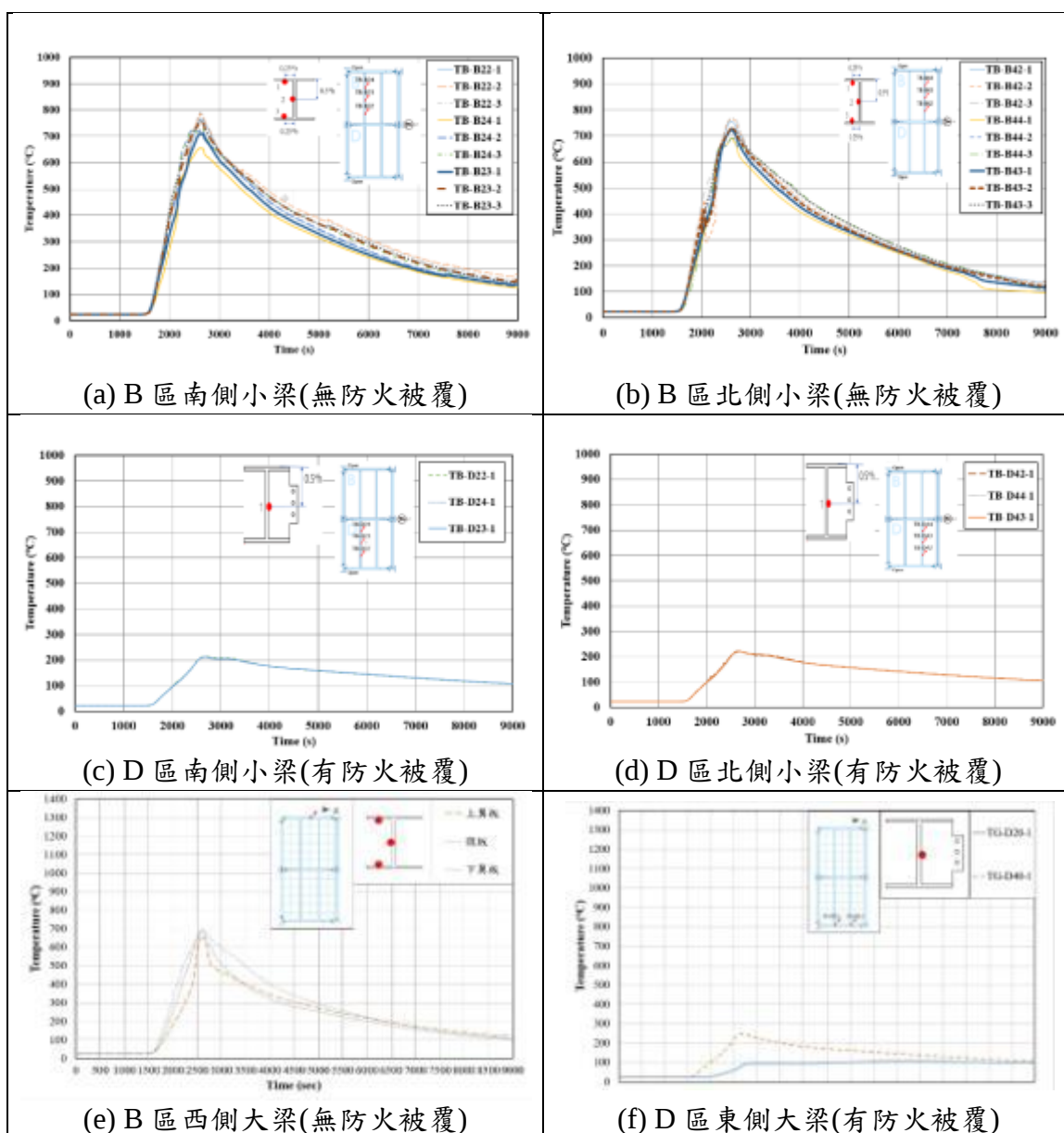


圖 2-10 火害實驗區小梁與大梁之溫度歷時曲線圖

圖 2-11 為 B 區與 D 區內之小梁與大梁於火害後的照片，由圖中可看出：真實剪力連接束制條件的無防火被覆小梁一端連接內大梁，一端

連接西側邊大梁，因此內大梁端的束制力較強，造成小梁在內大梁端的下翼板有明顯的側向扭轉挫屈現象發生，且小梁之腹板與下翼板皆有局部挫屈的產生。真實彎矩連接束制條件的無防火被覆大梁之一端連接角柱，另一端連接邊柱，火害中邊柱端給予大梁的束制壓力較強，再加上原先樓板載重施予大梁接頭負彎矩所產生之壓應力，因而造成大梁下翼板的局部挫屈，此外，大梁(邊梁)的中段與兩支小梁連接處，因受到兩支小梁受高溫火害後變形伸長，也有輕微向外的側向扭轉挫屈發生，當大梁冷卻到常溫時，整體大梁亦被發現到有上拱之現象。

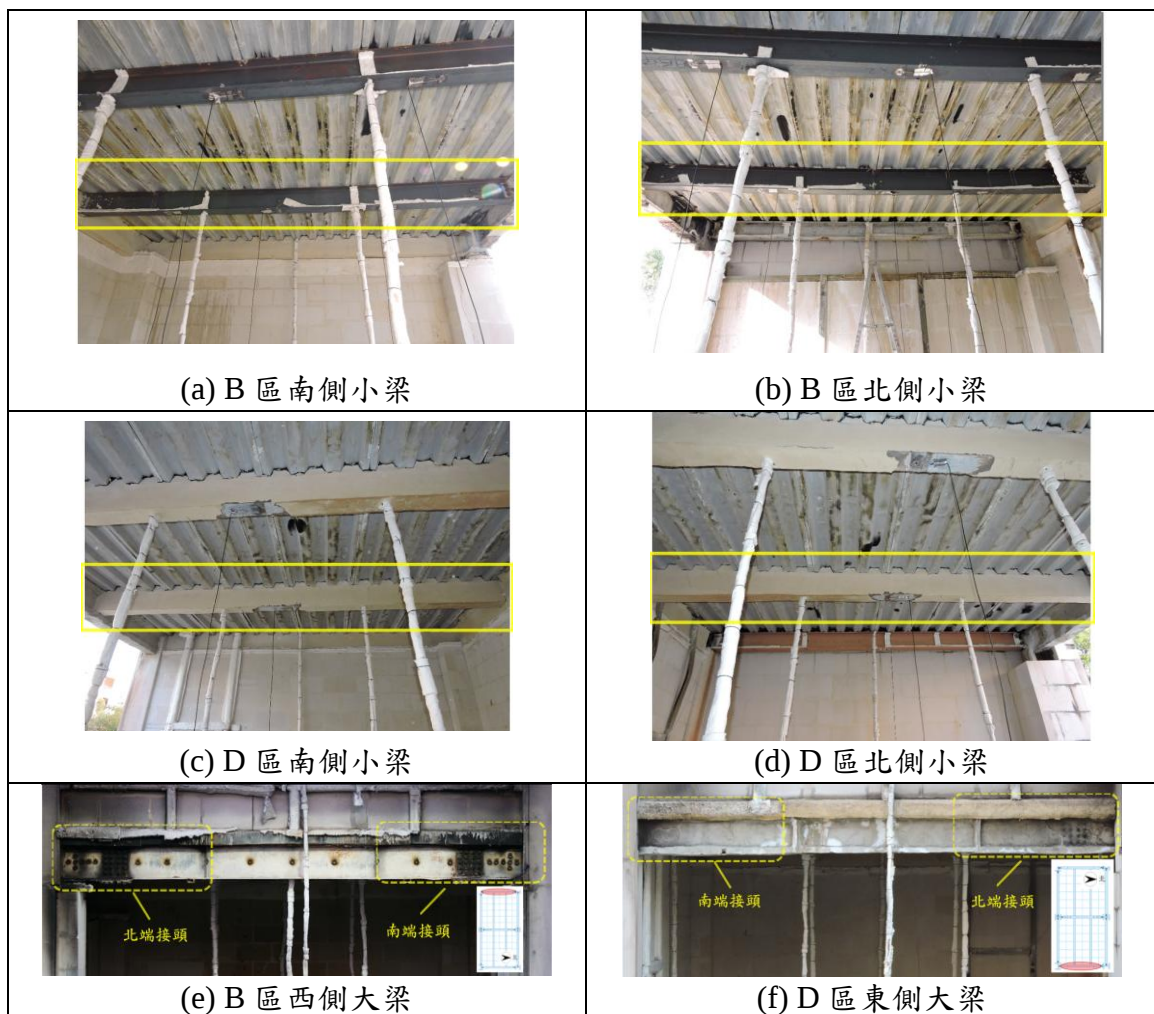


圖 2-11 火害實驗區小梁與大梁之火害後照片

二、實尺寸鋼構屋靜態加載實驗與分析

對於一個結構火害後是否仍能承受一定的載重，最直接及簡單的方法則可使用靜載重試驗來瞭解，由於鋼構屋靜態加載實驗在鋼結構規範中沒有特別規定，因此本計畫對於鋼構屋火害前後的靜載重試驗之步驟，將依據內政部營建署編輯之混凝土結構設計規範第十四章之規定來進行，透過水桶注水加載(如圖 2-7 與圖 2-8 所示)，施予靜載重，由結構變位之量測中比較鋼構屋火害前後之差異，鋼構屋靜態加載實驗步驟說明如下：

- (1) 試驗載重(含已存在之靜呆載重)使用 $0.85(1.4D+1.7L)$ ，其中 L 為活載重， D 為靜載重，若扣除已存在之靜載重，則需額外載重為 $0.19D+1.445L$ 。本額外載重在現場情調整，火害前後使用之加載方式如表 2-1 所示。

表 2-1 火害前及火害後之加載方式

階段	載重
第一階段 (1/4 桶)	1.635 kN/m^2
第二階段 (1/2 桶)	3.270 kN/m^2
第三階段 (3/4 桶)	4.905 kN/m^2
第四階段 (1 桶)	6.530 kN/m^2
第五階段 (放水)	0.000 kN/m^2

- (2) 使用位移計及應變計設於大梁及小梁上量測變位及梁應變，如圖 2-12 所示，其並計算梁承受之彎矩，所有相關之初始值於加載前一小時內量測。

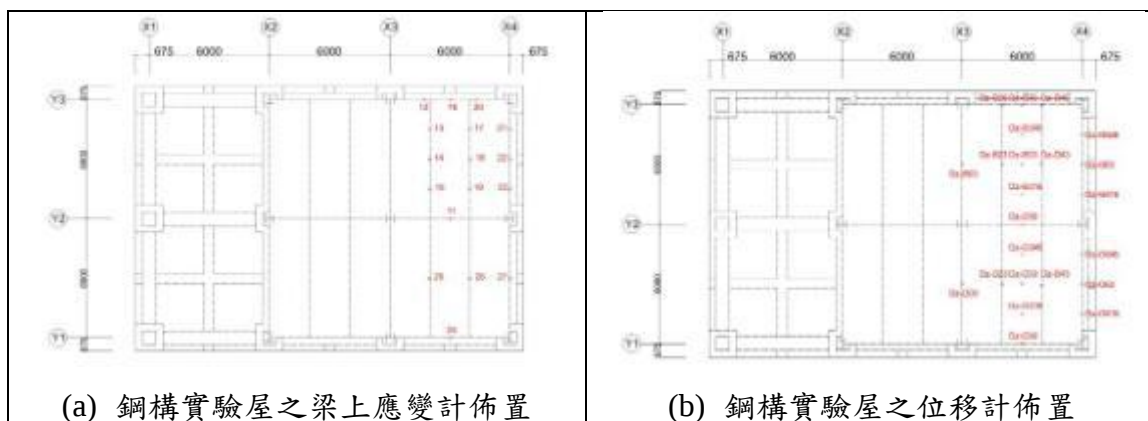


圖 2-12 鋼構實驗屋之應變計與位移計佈置

- (3) 火害前試驗載重分成 4 階段施加，每階段增加載重量約略相等，均佈載重施加方式使用水桶注水加載，並以連通管方式注水，確保載重均勻傳遞至需加載之整體或部份結構，如圖 2-13 所示。火害後試驗載重亦分成 4 階段施加，施加方式相同。每完成一階段之載重施加時，及完成全部試驗載重施加將經歷 24 小時，均量測一組數據。



圖 2-13 鋼構實驗屋之水桶注水情形

火害前後之小梁於不同載重時之中點應變，如表 2-2 所示，有披覆之小梁在火害前後之小梁應變相差不大，約為 10%。無披覆之小梁在火害

前後之小梁變位相差可達 32%，其主要原因可能為小梁上方之鋼筋混凝土樓板開裂，造成鋼筋混凝土樓板失去連續梁效應，使小梁行為趨於簡支梁理論值。披覆與無披覆大梁亦有如上之現象，如表 2-3 所示，但不如小梁明顯，主要為大梁在結構上就是連續梁，除非混凝土開裂嚴重，失去混凝土有效勁度，不然火災前後，應變變化有限。披覆大梁 B11 其火災前後之應變相差很大，約為 31%，其主要原因為 X4 軸上的無披覆大梁附近混凝土開裂嚴重，使 B11 大梁在其一個支點上失去過大混凝土勁度。

表 2-2 火災前後之小梁於不同載重時之中點應變

載重	披覆小梁(B25) 小梁中間(1/2 處)		無披覆小梁(B17) 小梁 1/3 處	
	火災前	火災後	火災前	火災後
1/4 載重(1/4 桶)	3.43E-5	3.11E-5	2.43E-5	3.36E-5
一半載重(1/2 桶)	6.38E-5	6.44E-5	4.82E-5	7.64E-5
3/4 載重(3/4 桶)	1.07E-4	9.78E-5	7.77E-5	1.14E-4
全部載重(1 桶)	1.4E-4	1.26E-4	1.02E-5	1.35E-4

表 2-3 火災前後之大梁於不同載重時之中點應變

載重	中央大梁(B11) (有披覆，大梁 1/2 處)		披覆大梁(B24) (大梁 1/2 處)		無披覆大梁(B20) (大梁 1/3 處)	
	火災前	火災後	火災前	火災後	火災前	火災後
1/4 載重(1/4 桶)	1.4E-5	2.2E-5	4.37E-6	2.29E-5	1.66E-5	2.5E-5
一半載重(1/2 桶)	3.2E-5	5.1E-5	2.04E-5	3.36E-5	3.16E-5	3.21E-5
3/4 載重(3/4 桶)	4.9E-5	7.2E-5	5.15E-5	5.15E-5	5.96E-5	6.37E-5
全部載重(1 桶)	6.8E-5	8.9E-5	7.34E-5	7.3E-5	8.05E-5	8.66E-5



圖 2-14 B11 無披覆大梁上方混凝土開裂情形

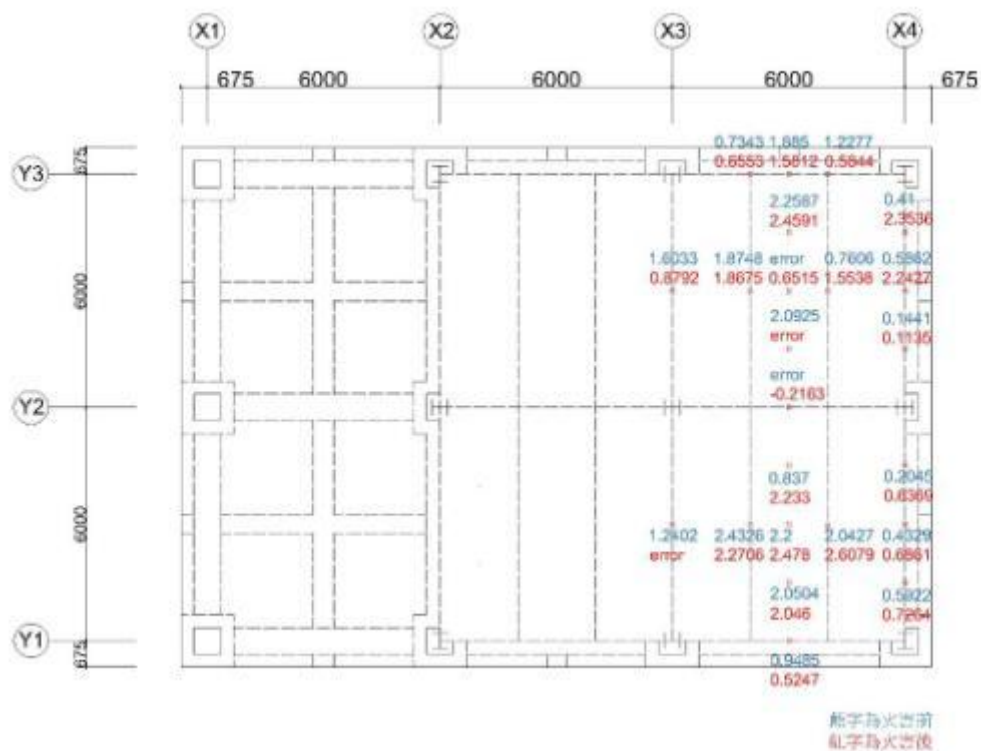


圖 2-15 火害前後位移計之最終(水桶滿水位時)變位實驗(單位：mm)

位移計最大載重理論計算結果，考慮混凝土塊和型鋼簡支梁之中點位移=3.39 mm，由火害前後加載實驗可看出小梁中點變位量皆小於此值，在合理範圍內，其次越往小梁中心位置，變位量越大，實驗結果觀察可知，小梁中點火害前變位接近 2mm，小於理論計算值 3.39mm，混凝土板造成連續支承狀況，使簡支梁理論值 3.39mm 為其上限值。

三、實尺寸鋼構屋動態加載實驗與分析

為了進行本年度彎矩與剪力連接鋼梁火害前後動態加載實驗，將利用不同頻率的簡諧振波對隔震實驗平台進行 X 方向動態加載試驗，並且調整激振器的質量塊大小，利用各種組合出力型式測試實驗平台及火害前、後實尺寸鋼構實驗屋之整體動力反應。為達到上述之研究目標，本計畫之動態加載試驗將規劃 5 個量測點，RC 隔震平台上 2 個站(1F)、及實尺寸鋼構實驗屋樓板上 3 個站(2F)，各個量測點均佈設雙向加速度規，其配置方式如圖 2-16 所示。

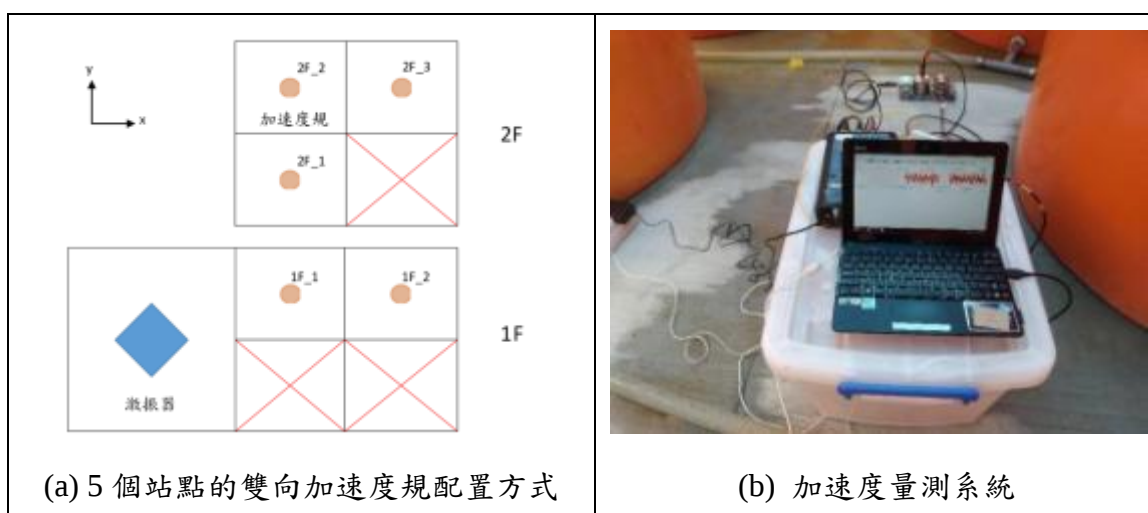


圖 2-16 動態加載實驗之儀器配置圖



圖 2-17 MK-155U 偏心質量振動器

本計畫在鋼構屋火害前與火害後分別進行動態加載實驗，此動態實驗分為三個部分，第一部分是設置儀器，第二部分是利用 MK-155U 偏心質量振動器系統(如圖 2-17)搖動實尺寸鋼構屋，最後則是對從本實驗中測量的數據進行分析，各部分之敘述如下：

- (1) 在第一部分，我們設置了5組測量儀器的結構如圖2-16(b)所示。 每組測量儀器包含一組加速度規、一個AD轉換器，一台積分器和1台電腦。為了消除量測上的雜訊產生，我們將儀器接地，以解決雜訊問題，其中接地的方法是分別使用兩根鐵絲將積分器和鐵座連接到AD轉換器。
- (2) 在第二部分，我們使用東芝激震器來控制MK-155U偏心質量振動器系統來搖擺結構。於本此實驗中我們使用四塊小質量（26kg / 1塊）進行數據分析。
- (3) 實驗結束後，利用本團隊發展的動靜態實驗整理軟體gf程式進行數據分析。

在本次動態加載實驗中，我們於一樓位置架設兩組加速度規，二樓架設三組加速規，如圖2-16所示。MK-155U偏心質量振動器總共加載了四個質量塊，其頻率的規格分別如下所示，每一個頻率持續5分鐘，再持續下一個頻率，一直從2.5Hz加到4.3Hz，接著再從4.3Hz降到3.6Hz. (如下所示):

2.5Hz→3.0Hz→3.5Hz→3.7Hz→3.8Hz→3.9Hz→4.0Hz→4.1Hz→4.2Hz→
4.3Hz→rest

4.3Hz→4.2Hz→4.1Hz→4.0Hz→3.9Hz→3.8Hz→3.7Hz→3.6Hz

火害前的動態實驗，外力頻率(Hz)之變化為: 2.5→3.0→3.5→3.7→3.8→3.9→4.0→4.1→4.2→4.3→rest，可將其加速度振幅紀錄，並將各測站於不同外力頻率下的加速度振幅值繪製成如圖 2-18(a)所示。可發現二樓加速度相較於一樓加速度明顯放大許多，並將一、二樓的頻率放大係數繪製成圖 2-18(b)，可看出當外力頻率為 3.9Hz，二樓樓板加速度相對於一樓樓板加速度放大了 22.02 倍，但在 2.5Hz，只放大了 1.281 倍，此說明了結構在與外力共振下，會急速放大其反應。

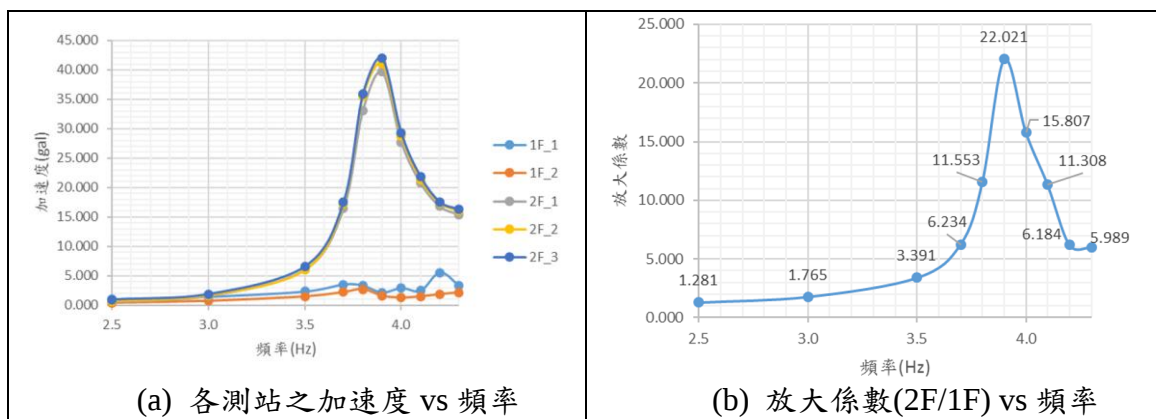


圖 2-18 火害前鋼構屋動態實驗之結果

火害後的動態實驗，外力頻率(Hz)之變化為: 2.5→3.0→3.5→3.6→3.7→3.8→3.9→4.0→4.1→4.2→4.3→rest，可將其加速度振幅紀錄，並將各測站於不同外力頻率下的加速度振幅值繪製成如圖 2-19(a)所示。可發現二樓加速度相較於一樓加速度明顯放大許多，並將一、二樓的頻率放大係數繪製成圖 2-19(b)，可看出當外力頻率為 3.8Hz，二樓樓板加速度相對於一樓樓板加速度放大了 10.15 倍，但在 2.5Hz，只放大了 1.452 倍，此說明了結構在與外力共振下，會急速放大其反應。由圖 2-18(b)比較火害前後的加速度放大係數，可明顯看出火害前在 3.9Hz 加速度放大了 22.021 倍，而火害後僅放大 8.868 倍，而且峰值出現在 3.8Hz(10.153 倍)和 4.1Hz(12.811 倍)，表示火害後鋼構屋可能產生梁柱接頭破壞、樓板嚴重開裂、或螺栓接合鬆脫，使結構在 3.8Hz 至 4.1Hz 出力時，產生非線性行為，使結構自然頻率改變，造成一、二樓加速度放大倍率改變。

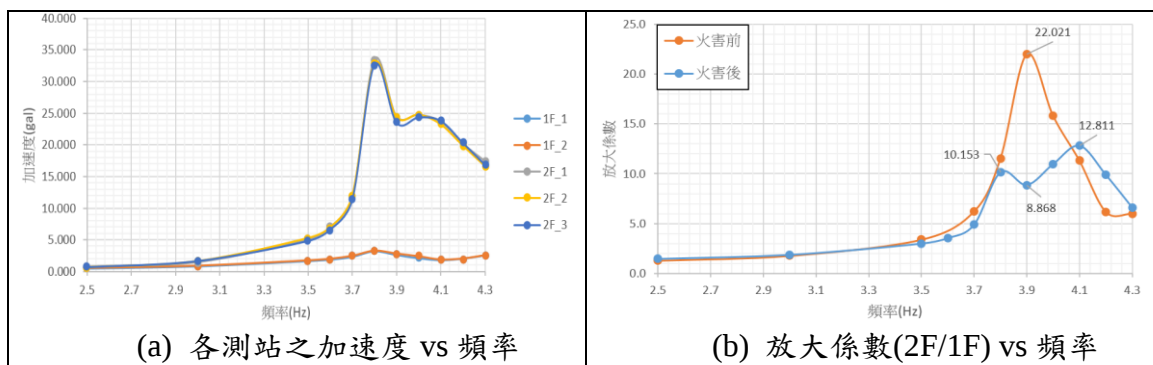


圖 2-19 火害後鋼構屋動態實驗之結果

參、研究發現

本研究獲得之重要發現如下：

1. 本研究已完成去年實尺寸鋼構屋火害後之鑑定與各項材料試驗之工作，亦完成去年實尺寸鋼構屋火害後之修復工作，以利今年實尺寸鋼構屋之靜態實驗、動態實驗、火害實驗的進行；去年受火害之樓板中鉸於小梁之剪力釘有部分斷裂的現象發生，說明受火害時剪力釘除受來自於一般垂直負載之應力外，小梁受熱升溫及降溫過程中所產生的膨脹與收縮亦會對剪力釘造成額外的應力。
2. 去年火害區之小梁鋼材因受到高於變態點(723°C)之火害高溫影響，其火害後之降伏強度與抗拉強度皆呈現下降的趨勢，降伏強度約下降約 18%，抗拉強度下降約 9%，而火害後鋼材之衝擊試驗所得吸收能較火害前上升約 20%，顯示火害後鋼材的韌性比火害前為高，此外，去年火害區小梁鋼材火害前後的金相試驗結果顯示：火害後鋼材之晶粒組織較火害前為大，其原因為小梁鋼材在火害時最高溫達 1000°C 以上，高於鋼材之變態點溫度 723°C ，當其慢慢空冷回到常溫時，鋼材之晶粒組織因再結晶而有變粗大之現象。
3. 本次鋼構實驗屋的現地火害實驗在 40 kg/m^2 木條(即： 604 MJ/m^2)所組成 18 個木堆的火載量(43488 MJ)平分在兩個火害區間燃燒下，其中之大梁、小梁與樓板下陷的變位值皆未超過我國 CNS 標準所規定下陷量的破壞判定值；火害實驗中，無防火被覆之大梁中點的最大變位量為 10 mm，有防火被覆之大梁中點的最大變位量為 6.11 mm，無防火被覆之小梁中點的最大變位量為 68 mm，有防火被覆之小梁中點的最大變位量為 12.5 mm，無防火被覆小梁之樓板中點的最大變位量為 70.5 mm，有防火被覆小梁之樓板中點的最大變位量為 15.1 mm；火害實驗後，有防火被覆之大梁、小梁與樓板皆回彈至火害實驗前的平衡位置，無防火被覆大梁中點的變位量上拱至 14 mm，無防火被覆小

梁中點的變位量回彈至 29 mm，無防火被覆小梁的樓板中點的變位量回彈至 24.7 mm，本實驗的樓板內埋設有拉力鋼筋與雙向的溫度鋼筋。

4. 本計畫之靜態加載實驗發現：有披覆之小梁在火害前後之小梁應變相差不大，約為 10%。無披覆之小梁在火害前後之小梁變位相差可達 32%，其主要原因可能為小梁上方之鋼筋混凝土樓板開裂，造成鋼筋混凝土樓板失去連續梁效應，使小梁行為趨於簡支梁理論值。披覆與無披覆大梁亦有如上之現象，但不如小梁明顯，主要為大梁在結構上就是連續梁，除非混凝土開裂嚴重，失去混凝土有效勁度，不然火災前後，應變變化有限。披覆大梁 B11 其火害前後之應變相差很大，約為 31%，其主要原因為 X4 軸上的無披覆大梁附近混凝土開裂嚴重，使 B11 大梁在其一個支點上失去過大混凝土勁度。
5. 本計畫之動態加載實驗發現：火害後會導致柱及大梁破壞使結構物軟化，導致火害後結構受力之位移會被放大，且共振頻率會變小，依此方法是可行判斷破壞前與破壞後之差異。當激震器與鋼構屋產生共振時，由雷射位移計動態量測結果顯示二樓最大相對水平位移值為 0.18cm，實際上這位移已經有機會判斷沒破壞前與大梁破壞後之差異，其中由位移的差值與頻率的變化，就可以知道火災後是否有影響。動力實驗火害前、後比較可看出火害前後的趨勢差異小，火害前共振頻率 3.9Hz，火害後共振頻率 3.8Hz，且火害後位移比火害前位移大 7%，從這樣的結果來討論，火害後會導致柱、大梁、或樓板破壞使結構物軟化，導致火害後結構受力之位移會放大，且共振頻率會變小與實驗結果相符。

肆、結 論

本計畫先進行實尺寸鋼構造實驗屋去年火害實驗區之鑑定與多項火害後的材料試驗，獲得相關結果後，隨即進行去年火害實驗區之修復工程，修復去年因火害而受損之小梁與樓板，由於修復工程包含許多細項工程，各細項工程銜接有其介面問題需處理，且修復工程中尚須配合量測儀器之埋設施工，為節省經費，以上工作皆由本研究團隊自行監督或施作，因此耗時不少，在實尺寸鋼構實驗屋修復完成後，即進行鋼構實驗屋火害前後之靜態載重實驗與動態載重實驗、鋼構造實驗屋內有無防火被覆之彎矩連接和剪力連接鋼梁的真實火害實驗等大型結構實驗，本研究案因屬於戶外複合性災害之實驗，由於實驗規模大，動員之人力與物力多，須注意之細節繁瑣，所需時間亦長。本計畫之火害實驗以彎矩連接鋼梁(即：大梁)與剪力連接鋼梁(即：小梁)為實驗主體，透過兩個實驗區間(B區與D區)內的真實火災，完成在實尺寸鋼構實驗屋中受真實束制條件之兩支大梁(一支無防火被覆，一支有防火被覆)與四支小梁(兩支無防火被覆，兩支有防火被覆)受真實火害的現地結構火害實驗，並獲得兩支大梁、四支小梁與兩個樓板於火害前、中、後的溫度與變位的相關重要數據，此數據對於瞭解大梁與小梁在真實鋼構架束制條件與真實火害下的結構行為將有所幫助。

伍、參考文獻

1. CNS 12514-1, 「建築物構造構件耐火試驗法—第 1 部:一般要求事項」, 中華民國國家標準, 2014 年
2. CNS 12514-6 「建築物構造構件耐火試驗法—第 6 部:梁特定要求」, 中華民國國家標準, 2014 年
3. 朱聖浩、鍾興陽、朱世禹、施建泰、趙翊翔、卓俊成、劉品瑄、翁玉倫、余耀宇、張喬崴, 「實尺寸鋼構屋之剪力連接複合鋼梁火害結構行為研究」, 內政部建築研究所委託研究計劃成果報告, (2016)。
4. EC1 (1994), Eurocode 1: Actions on Structures. ENV 1991, Part 1-2: General Actions-Actions on Structures Exposed to Fire, Brussels: European Committee for Standardization.
5. Results and Observations from Full-Scale Fire Test at BRE Cardington, Client Report 215-741, BRE, UK, 2003

高強度鋼構造梁柱接頭之
耐火性能研究
主講人：陳誠直



主講人簡歷

姓 名：陳誠直

服務單位：國立交通大學土木工程學系

職 稱：教授

聯絡電話：03-5712121#54915

傳 真：03-5727109

電子信箱：chrischen@mail.nctu.edu.tw

學 歷：美國加州大學柏克萊校區土木工程博士

經 歷：泰興工程顧問有限公司、Bechtel Power Corporation, USA

主要著作：

1. 陳誠直、洪政鴻、顧芳瑀 (2017), 「高強度鋼構造梁柱接頭之耐火性能研究」, 內政部建築研究所委託研究報告, ISBN 978-986-05-1365-0。
2. 陳誠直、林政億、張維仁、王彥荃 (2016), 「含剪力接頭鋼構造梁之耐火性能研究」, 內政部建築研究所委託研究報告, ISBN 978-986-05-0672-3。
3. 陳誠直、林政億、蔡旻諺、王焱 (2015), 「含抗彎矩接頭鋼構造梁之耐火性能研究」, 內政部建築研究所委託研究報告, ISBN 978-986-04-6805-2。
4. 陳誠直、林政億、曾曄琰、蔡旻諺 (2014), 「填充式箱型鋼柱防火性能設計研究」, 內政部建築研究所委託研究報告, ISBN 978-986-04-3077-6。
5. 陳誠直、林政億、謝哲民、王信賢 (2013), 「箱型鋼管混凝土柱之防火性能驗證技術研究」, 內政部建築研究所委託研究報告, ISBN 978-986-03-9449-8。
6. Liao, J.-S., Cheng, F.-P., Chen, C.-C. (2014) Fire resistance of concrete slabs in punching shear. Journal of Structural Engineering, ASCE, 140(1), 04013025-1~9.
7. Chen, C.-C., Lin, C.-C (2013) Seismic performance of steel beam-to-column moment connections with tapered beam flanges. Engineering Structures.

中文摘要

陳誠直¹ 陳垂欣² 洪政鴻³ 顧芳瑤³

關鍵字：耐火性能、高強度鋼材、梁柱接頭

彎矩構架的韌性主要歸因於梁柱接頭處的梁端產生塑鉸。近年來採用高強度鋼材的中高層建築物已日漸增多，然而採用高強度鋼材的梁柱接頭於火害下的行為甚為不明，相關的研究亦甚少；因此本研究主要探討以高強度鋼材應用於不同型式之梁柱接頭在承受高溫下的行為。實驗規畫兩組大尺寸試體進行火害實驗，探討梁翼有無切削搭配不同銲接扇形開孔之梁柱接頭於使用載重與高溫下的變形行為及破壞模式，並利用有限元素分析與實驗相互比對，建立正確分析模型，以驗證高強度鋼構造梁柱接頭之受火行為及耐火時間。

試體於受火初期，梁端因梁斷面溫差而向上變位，鋼柱亦因下層柱受熱膨脹而產生軸向伸長變形。爾後試體因高溫而強度逐漸衰減，梁端開始向下變形，柱亦產生軸向壓縮。兩組試體梁加載點達撓曲性能基準時間皆超過 35 分鐘，至試驗結束時，柱未達軸壓之性能基準。試驗後，試體行為有梁端向下變形及下層柱翼板局部挫屈。實驗結果顯示，梁翼未切削之試體，梁端上揚的幅度較大，梁柱交會區旋轉角變化較明顯，並有略佳的耐火時間。影響梁柱接頭之梁撓度變化的因素包含梁、柱之撓曲變形量，及梁柱交會區旋轉角之變形量，而本次實驗造成梁撓曲變形量達性能基準之主要因素為柱的撓曲變形量。本研究建立之有限元素分析模擬，可合理預測試體於火害中之行為。

¹ 國立交通大學土木工程學系 教授

² 國立交通大學土木工程學系 助理教授

³ 國立交通大學土木工程學系 碩士研究助理

ABSTRACT

Keywords: fire resistance, high-strength steel, beam-to-column connection.

The ductile behavior of the special moment frames is mainly contributed to the plastic hinge formed on the beam end at the beam-to-column connections. Recently, the use of the high-strength steel in mid- and high-rise buildings has been increasing. However, the behavior of beam-to-column connections using high-strength steel in fire is unclear and related research is lack. Therefore, this research aims to investigate the behavior of different types of beam-to-column connections using high-strength steel under elevated temperatures. Two large-scale specimens were designed and tested under the service load in fire to study the deformation and failure mode of the beam-to-column connections with or without reducing beam section, having different shape types of weld access hole. Finite element analyses were executed to establish an accurate analysis model by comparing the analysis results with test results, and to verify the fire resistance of the beam-to-column connections using the high-strength steel.

At the early phrase of the test, the beam end was deformed upward because of the temperature difference on the beam section. The column also elongated due to the thermal expansion on the heated lower-story column. Further, the beam end began to deform downward and the column contracted axially while the specimen strength deteriorated caused by the elevated temperatures. The fire resistances of two specimens were more than 35 minutes while the beam end reached the failure criteria. However, the columns did not reach the failure criteria

until conclusion of the test. At the conclusion of the test, the specimen behaviors included the downward deformation of the beam end and the flange local buckling of the lower-story column. The test results indicated that the specimen without reduced beam section had larger beam end upward deformation, the panel zone rotation, and fire resistance. The parameters affecting the beam flexural deformation included the deflection of the beam and column, and the panel zone rotation. In this experiment, the main parameter resulting in the beam deformation reaching the failure criteria was the column flexural deformation. The finite element model established in this study can reasonably predict the fire behavior of the specimens.

壹、緒論

一、研究動機

台灣位處環太平洋地震帶，建築結構不僅須符合耐震設計，也須考量耐火性能。國內「建築技術規則」[1]之防火時效規定在結構遭受火害時，一定時間內構件須持續提供承載能力，使人員能夠安全逃生並且將災害減至最低。

鋼結構常使用於中高樓層建築，具有強度高、重量輕、經濟性高等特性，且因具有良好的韌性，鋼構造抗彎矩構架更被廣泛的應用於結構耐震系統。但鋼結構耐火性能較差，當溫度升高至 500°C 後，鋼材強度及彈性模數明顯下降，無法有效的提供承載力，易導致結構破壞。國內外對於梁柱接頭構件於火害中之行為，已有相當程度之研究，然而過去梁柱接頭多集中於一般鋼材之火害試驗。然而根據 Chen 等人[2]之研究顯示，當溫度高於 540°C 時，高強度鋼材不論降伏強度和彈性模數的衰減幅度皆大於一般鋼材，且相較於一般鋼材，高強度鋼材在愈高溫的環境下衰減的幅度愈趨明顯，故以高強度鋼材應用於梁柱接頭遭受火害之研究值得探討。

二、研究方法

研究首先為蒐集與彙整國內外相關文獻[3-7]，規劃兩組大尺寸高強度鋼構造梁柱接頭外部接頭子結構進行耐火試驗。耐火試驗依照相關規定[8-10]，配置熱電偶測點，量測試體各斷面於試驗中之溫度變化，且設置位移計以量測鋼梁之撓度與水平位移、鋼柱之軸向變形及梁柱交會區旋轉角之變形。研究並利用有限元素分析軟體模擬梁柱接頭外部接頭子結構於火害下之行為，與實驗結果相互應證比對。

貳、研究內容

一、高強度鋼構造梁柱接頭耐火試驗

1. 試體規劃

實驗規劃之梁柱接頭尺寸乃參考國內某鋼結構大樓，藉由其結構體原型，計算構件於使用性載重下之彎矩分佈，以梁、柱反曲點位置作為試體尺寸規劃，故試體為懸臂梁接一層樓高的柱之外部接頭子結構。研究規劃二組符合耐震設計之大尺寸高強度鋼構造梁柱接頭，以梁翼切削的有無及搭配不同銲接扇形開孔型式作為研究參數，比較不同型式設計之高強度鋼構造梁柱接頭的耐火行為。兩組試體皆為單根梁構件及單根柱構件組合而成，構件均以 SM570MC 規格鋼材製作。

試體編號及構件尺寸如表 2-1 所示。試體與接合細節如圖 2-1 所示。第一組試體以 T-RBS (Tapered-Reduced Beam Section) 表示，梁翼採國內常用之梯形切削耐震設計，以實務上常用之翼板銲接腹板鎖螺栓設計，並搭配國內實務上常用雙圓弧銲接扇形開孔，如圖 2-2(a) 所示。第二組試體以 WUF-W (Welded Unreinforced Flange-Welded Web) 表示，為 ANSI/AISC 358-16 [11] 及 FEMA-350 [12] 建議之未補強梁翼板-腹板銲接型式，並採用美國銲道協會建議之耐震銲接扇形開孔 [13]，如圖 2-2(b) 所示。

表 2-1 試體編號及構件尺寸

編號	試體尺寸 (mm)	接頭型式	銲接扇形開孔
T-RBS	梁：BH 600×300×19×25×2100 柱：BH 600×550×19×25×4350	梁翼 梯形切削	雙圓弧 銲接扇形開孔
WUF-W	梁：BH 600×300×19×25×2100 柱：BH 600×550×19×25×4350	未補強梁翼板 -腹板銲接	AWS 建議之 耐震銲接扇形開孔

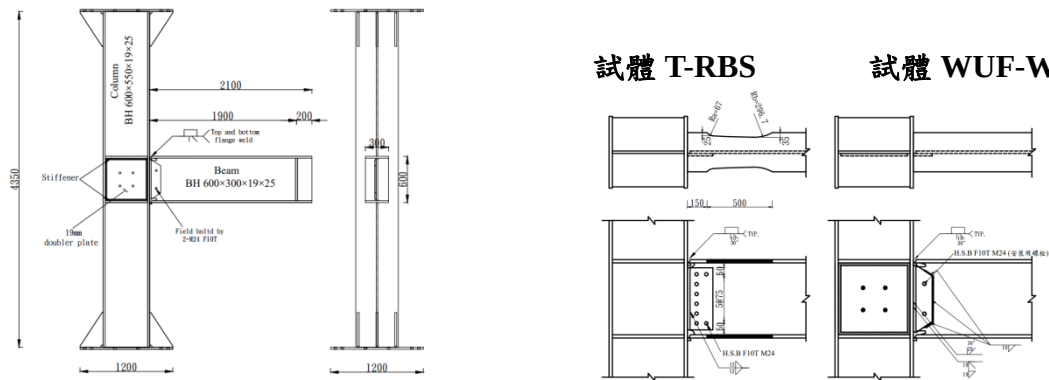
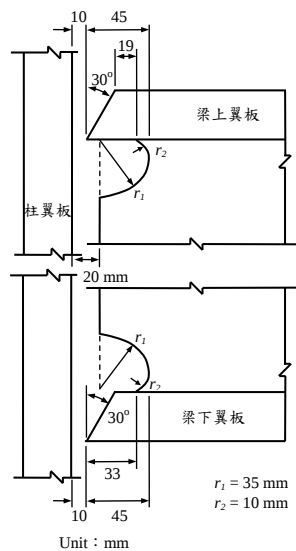


圖 2-1 試體 WUF-W 構件圖與試體接合細節圖

(a) 雙圓弧銲接扇形開孔
(試體 T-RBS)



(b) AWS建議之耐震銲接扇形開孔
(試體 WUF-W)

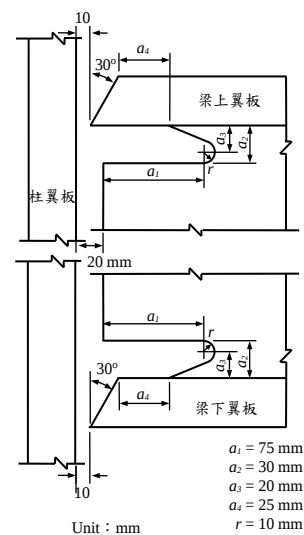


圖 2-2 試體銲接扇形開孔細部尺寸圖

2. 實驗設置

實驗於內政部建築研究所防火實驗中心之複合實驗爐進行。實驗前施加柱軸力由下往上加載，梁構件於距柱面 1900 mm 處施加一集中荷重模擬梁上作用力。為模擬結構受火實際情形，於試體梁上翼板上緣及上層柱以防火棉包覆外，其餘部分未施作防火被覆。設置位移量測設備，並連接熱電偶線至資料擷取器，進行耐火試驗。實驗設置如圖 2-3 所示。

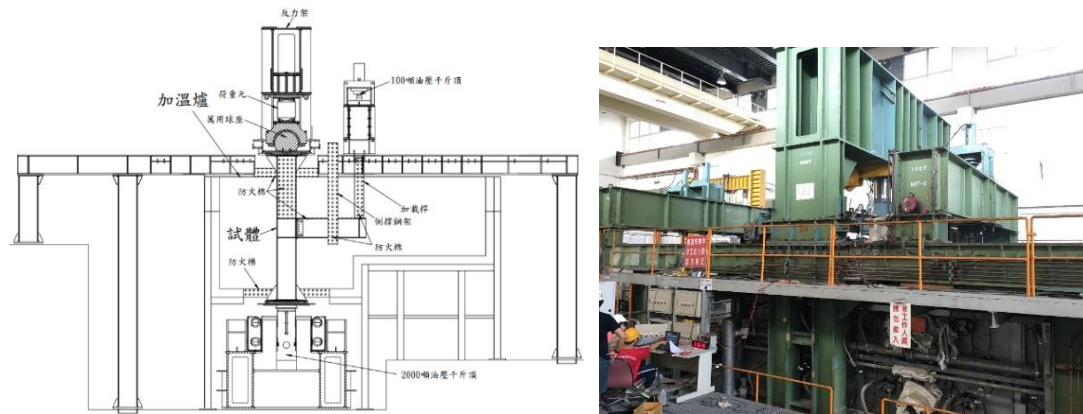


圖 2-3 實驗設置圖

3. 量測儀器

試體設置溫度測點，包含受火梁斷面與未受火梁上翼板、柱受火與未受火處斷面，及梁柱交會區。試體變形需量測梁加載處及梁距柱面端 850 mm 處進行梁變位量測，並於柱上、下端板及柱加勁板處進行柱端板與梁柱交會區變形量之量測。

4. 實驗步驟

於試驗開始前於試體柱端與梁端處分別以 0.2 及 0.3 載重比施加載重。加溫爐依標準升溫曲線進行升溫，加熱函數為 $T = 345 \log_{10}(8t + 1) + 20$ 。試體破壞依性能基準之規定，試體最大撓曲度為 15.04 mm，最大撓曲速率為 0.669 mm/min；最大軸向壓縮量為 43.5 (mm)，且最大軸向壓縮速率不得超過 13.05 (mm/min)。試驗之終止條件為試體達到性能基準、試驗時間已達預定時間或因人員安全或設備可能遭受破壞之因素而停止。試驗結束後，觀察試體之變形模式並詳實記錄之。

二、有限元素分析

本研究利用有限元素分析軟體針對梁柱接頭在高溫環境下之行為模擬分析。模擬試體行為之方法與步驟，包括材料模型、邊界條件、載重設定與分析流程等。

1. 材料模型

表 2-2 為 Kwon [14]以 SM570 鋼材於不同溫度下之力學性質實驗結果與 Eurocode 3 [15]規範所建議鋼材之降伏強度及彈性模數折減係數比較關係表，顯示 SM570 鋼材之降伏強度折減係數較低於 Eurocode 3 所建議的值，而彈性模數折減係數則較高。因此 SM570 系列鋼材之材料力學性質採用 Kwon 之研究成果設定。熱性質則採用 Eurocode 3 之規定。

表 2-2 溫度變化下 SM570 鋼材力學性質折減係數

θ_a (°C)	Kwon (2013)		EC3	
	$f_{y,\theta}/f_y$	$E_{a,\theta}/E_a$	$f_{y,\theta}/f_y$	$E_{a,\theta}/E_a$
20	1.00	1.00	1.00	1.00
100	0.95	0.98	1.00	1.00
200	0.88	1.00	1.00	0.90
300	0.88	0.90	1.00	0.80
400	0.82	0.82	1.00	0.70
500	0.70	0.71	0.78	0.60
600	0.49	0.48	0.47	0.31
700	0.18	0.13	0.23	0.13
800	0.13	0.05	0.11	0.09
900	0.05	0.04	0.06	0.0675
其中， θ_a 為溫度； $f_{y,\theta}$ 為有效降伏強度； $E_{a,\theta}$ 為彈性模數				

2. 邊界條件與載重設定

分析模型需模擬試體於加溫爐中之支承情形設置邊界條件，於柱端上、下球座中心點分別以鉸支承及滾支承設定。試體同時承受載重與溫度兩項外力，分析模型中於距離梁端 0.2 m 處及柱之底端施加均勻壓力，面積採用載重框架之底面積。

3. 分析流程

ABAQUS 分析模型採用三維實體形態建模，首先進行熱傳分析，再進行非線性應力分析，最後由接續性耦合熱應力分析結合熱傳分析與應力分析之結果，以模擬高強度鋼構造梁柱接頭承重並受火害之行為。

參、研究發現

一、實驗結果與討論

1. 試體行為

試體於試驗初期，試體梁上翼板因有防火棉被覆使梁斷面產生溫差，導致材料因熱膨脹不同造成梁斷面產生曲率而梁端往上變形之行為，柱亦因受熱影響隨溫度上升而持續軸向的膨脹伸長變形。試驗約至 30 分鐘，試體因高溫導致材料強度衰減，鋼梁撓度隨著時間快速增加，且於梁受火溫度達 600°C 後，梁之撓曲速率快速增加。下層柱達 700°C 後，柱開始軸向壓縮變形，柱上端板同時產生順時針方向之旋轉角，兩者變形量隨時間快速增加。試體 WUF-W 之變形如圖 3-1 所示。試驗結束後，試體上層柱及梁柱交會區無明顯變形，銲道、螺栓、剪力板及梁柱接合處目視之亦皆無破壞，僅梁端些微向下變形，及下層柱翼板局部挫屈變形，下層柱的彎曲變形亦造成梁撓度的增加。

受火害過程中由試體各斷面溫度測點可發現，梁上翼板上緣由於被覆防火棉，溫度遠低於梁斷面上其餘測點溫度。梁柱交會區內柱腹板溫度因受柱加勁板影響而不易受熱，因此溫度低於梁柱交會區內柱翼板溫度。試體上層柱因受防火棉被覆影響，溫度遠低於下層柱之溫度，上層柱測點溫度皆低於 200°C 。

(a) 試驗後外觀



(b) 試體下層柱挫曲



圖 3-1 試體 WUF-W 試驗後外觀

試體 WUF-W 受火梁中點斷面處溫度如圖 3-2 所示。受火害過程中，下翼板與腹板之溫度並無明顯差異，受火梁上翼板由於受防火棉被覆因此溫度低於下翼板及腹板。

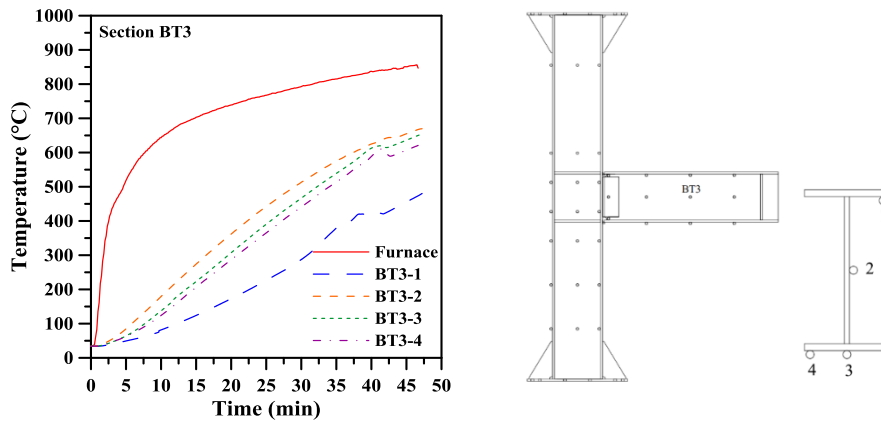


圖 3-2 試體 WUF-W 受火梁中點斷面溫度測點-時間關係圖

2. 梁柱接頭型式之影響

試體 WUF-W 由於梁翼未切削，因此於室溫下可承受之強度高於梁翼梯度切削之試體 T-RBS。如圖 3-3 所示，試體 WUF-W 梁加載點達最大上升位移量 6.0 mm 後，開始向下變形至 43 分鐘時達到性能基準；試體 T-RBS 梁加載點達最大上升位移量 1.8 mm 後，開始向下變形至 37 分鐘時達到性能基準。試體 WUF-W 梁加載點最大上升位移量為試體 T-RBS 之 3.33 倍；試體 WUF-W 較試體 T-RBS 梁多 6 分鐘耐火時間。

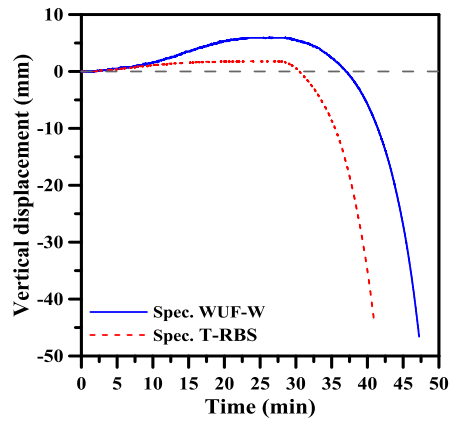


圖 3-3 試體 WUF-W 及 T-RBS 梁加載點變形-時間關係圖

二、有限元素分析結果與討論

1. 溫度分佈

分析後可得試體 WUF-W 之每 10 分鐘溫度分布結果，如圖 3-4 所示，受火害溫度最高可達 750°C ，由於梁上翼板及上層柱部分未直接受火，其主要升溫來源為受火之梁、柱部分的溫度傳導，因此梁上翼板升溫速度較慢，而上層柱的溫度只有接近接頭部分有約 200°C 。

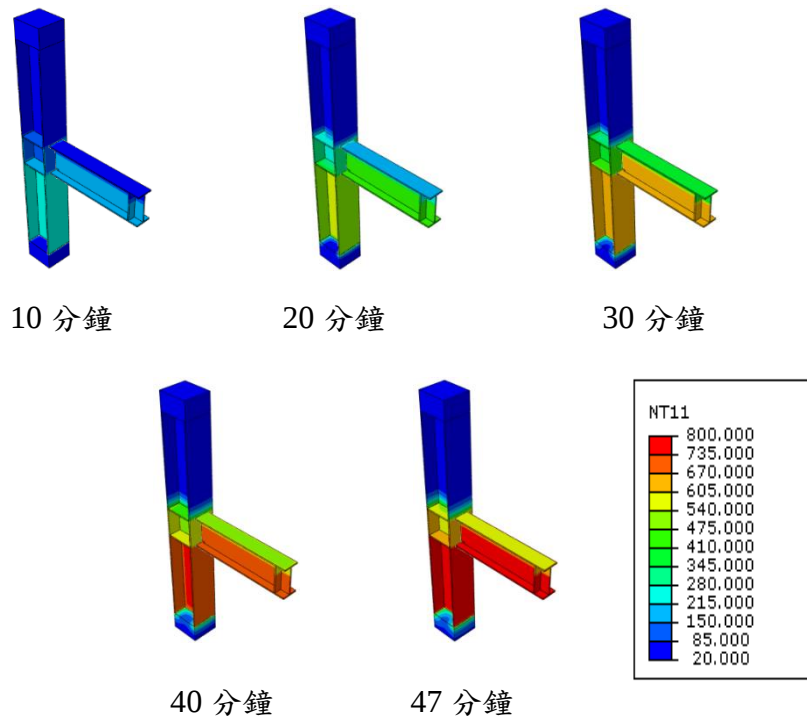


圖 3-4 試體 WUF-W 每 10 分鐘之溫度分布圖

2. 撓曲變形

試體 WUF-W 之分析與實驗結果比對如圖 3-5。分析模型之溫度隨著爐內升溫而漸增，且模型各部件之材料隨溫度增加而強度折減。於加溫至 47 分鐘，下層柱表面溫度約為 750°C ，此時溫度依 Kwon 之研究結果，鋼材之彈性模數及降伏強度分別折減至 0.13 及 0.18 倍。加溫初期，梁加載點向上變形 1 mm，並於 20 分鐘後向下變形，撓曲速率逐漸增加。試體之分析結果與實驗行為趨勢相同，而實驗之最大向上位移為 6 mm，與分析相比有些微差異，其可能原因為分析試體相較實驗為理想狀態。

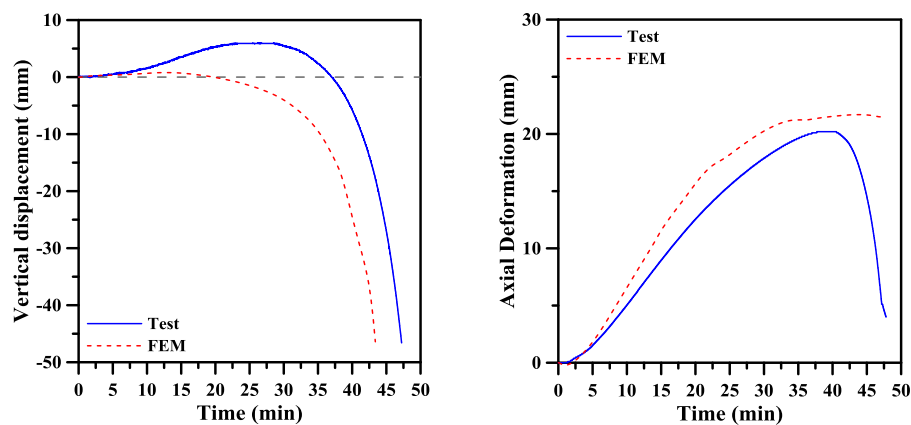


圖 3-5 試體 WUF-W 梁加載點變形與柱軸向變形歷時圖

肆、結論

兩組高強度鋼構造梁柱接頭試體之定載加溫實驗，結論如下：

1. 實驗結果顯示，試體梁上翼板上緣因受防火棉被覆影響，梁斷面於受火初期因溫差導致熱膨脹不同，使梁端產生上揚行為，溫差隨時間遞增，梁上揚幅度因此愈明顯；至試體因高溫而強度不足時，試體梁開始隨時間增加而有愈大的向下撓度。
2. 梁翼切削之有無對試體受火行為的影響顯著，而銲接扇形開孔型的影響則不明顯。梁翼未切削相較於有切削之試體，梁端上揚幅度較大，梁柱交會區旋轉角變形亦明顯，且梁達性能基準的時間愈長，因此梁翼未切削之梁柱接頭有略佳的耐火時間。
3. 影響試體梁撓度變化的因素包含梁、柱之撓曲變形，及梁柱交會區之旋轉角變形量。下層柱的變形為造成梁撓度達性能基準之主要原因。
4. 本研究建立之有限元素分析模擬，可合理預測試體於火害下之溫度變化與試體之變形，亦可提供試驗中因受限而無法測量之數據，此分析方法可用於後續之參數研究或相似試驗之前期分析。

伍、參考文獻

1. 內政部營建署(2012),「最新建築技術規則」,詹氏書局。
2. Chen, J., Young, B., Uy, B. (2006). “Behavior of high strength structural steel at elevated temperatures.” J. Struct. Eng., 2006, 132(12): 1948-1954.
3. Chung, H. Y., Lee, C. H., Su, W. J., Lin, R. Z. (2010). “Application of fire-resistant steel to beam-to-column moment connections at elevated temperatures.” Journal of Constructional Steel Research, 66, 289–303.
4. Lee, C. H., Chiou, Y. J., Chung, H. Y., Chen, C. J. (2011). “Numerical modeling of the fire-structure behavior of steel beam-to-column connections.” Journal of Constructional Steel Research, 67, 1386–1400.
5. Liu, T. C. H., Fahad, M. K., Davies, J. M. (2002). “Experimental investigation of behavior of axially restrained steel beams in fire,” Journal of Constructional Steel Research, 58, 1 211-1230.
6. Yang, K. C., Chen, S. J., Hoc, M. C. (2009). “Behavior of beam-to-column moment connections under fire load.” Journal of Constructional Steel Research, 65, 1520–1527.
7. 陳誠直、薛中堯及王焱(2015),「應用高性能鋼材之耐震構造技術研發-子計畫：應用高性能鋼材之梁柱接頭耐震行為(I)」,科技部研究報告。
8. 中華民國國家標準 CNS 12514-1 (2014),「建築物構造構件耐火試驗法-第 1 部：一般要求事項」,經濟部標準檢驗局。
9. 中華民國國家標準 CNS 12514-6 (2014),「建築物構造構件耐火試驗法-第 6 部：梁特定要求」,經濟部標準檢驗局。
10. 中華民國國家標準 CNS 12514-7 (2014),「建築物構造構件耐火試

驗法-第 7 部：柱特定要求」，經濟部標準檢驗局。

11. ANSI/AISC 358-16. (2016). “Prequalified connections for special and intermediate steel moment frames for seismic applications.” Chicago, IL: American Institute of Steel Construction, Inc.
12. Federal Emergency Management Agency (FEMA). (2000). “Recommended seismic design criteria for new steel moment-frame buildings.” FEMA-350, Prepared by the SAC Joint Venture for FEMA, Washington, D.C.
13. Federal Emergency Management Agency (FEMA). (2000). “Recommended seismic design criteria for new steel moment-frame buildings.” FEMA-350, Prepared by the SAmerican Welding Society (AWS). (2009). “Structural welding code-seismic supplement.” Miami, FL.AC Joint Venture for FEMA, Washington, D.C.
14. Kwon, I. K. (2013). “Evaluation study on the mechanical and thermal properties of high strength structural steel at high temperature.” Journal Korean Institute Fire Science and Engineering, Vol. 27, No. 3, 72-79.
15. Eurocode 3. (2005). “Design of Steel Structures, Part 1.2, General rules-structural fire design.” Eurocode 3 DD ENV 1993-1-2: 2005, British Standards Institution, London.